

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ, МОЛОДІ ТА СПОРТУ УКРАЇНИ
Кіровоградський національний технічний університет

**ЗБІРНИК НАУКОВИХ ПРАЦЬ
КІРОВОГРАДСЬКОГО НАЦІОНАЛЬНОГО
ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ**

**ТЕХНІКА В СІЛЬСЬКОГОСПОДАРСЬКОМУ ВИРОБНИЦТВІ,
ГАЛУЗЕВЕ МАШИНОБУДУВАННЯ, АВТОМАТИЗАЦІЯ**

За загальною редакцією М.І. Черновола

Заснований у 2001 році

В и п у с к 24
ЧАСТИНА I

Кіровоград • 2011

ББК 34.751+32.965=31
УДК 62:631.3

ЗБІРНИК НАУКОВИХ ПРАЦЬ КІРОВОГРАДСЬКОГО НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ /ТЕХНІКА В СІЛЬСЬКОГОСПОДАРСЬКОМУ ВИРОБНИЦТВІ, ГАЛУЗЕВЕ МАШИНОБУДУВАННЯ, АВТОМАТИЗАЦІЯ/– ВИП. 24, Ч.І – КІРОВОГРАД: КНТУ, 2011. –320 с.

У збірнику представлені статті, присвячені проблемам проектування та експлуатації сільськогосподарської техніки, технології виробництва, енергозбереження, автоматизації в промисловості та сільському господарстві. Наведені практичні рекомендації по використанню результатів досліджень у галузях народного господарства.

Збірник є фаховим виданням, в якому публікуються основні результати наукових досліджень вчених, аспірантів університету, а також інших навчальних закладів та промислових підприємств України.

Збірник розрахований на наукових, науково-технічних працівників різних галузей науки та техніки, ВНЗ, здобувачів вчених ступенів і звань.

Рекомендовано до друку Вченою радою Кіровоградського національного технічного університету, протокол №9 від 6 червня 2011 року.

Відповідальний редактор: д-р техн. наук, проф. Черновол М.І.

Редакційна колегія: Віхрова Л.Г., канд. техн. наук, проф. (науковий редактор за напрямком “Автоматизація”); Гамалій В.Ф., д-р ф.-м. наук, проф.; Кропівний В.М., канд. техн. наук, проф. (заступник відповідального редактора); Осадчий С.І., канд. техн. наук, доц.; Павленко І.І., д-р техн. наук, проф. (науковий редактор за напрямком “Галузеве машинобудування”); Пестунов В.М., канд. техн. наук, проф.; Петренюк А.Я., д-р ф.-м. наук, проф.; Сабірзянов Т.Г., д-р техн. наук, проф.; Сидоренко В.В., д-р техн. наук, проф.; Осіпов І.М., канд. техн. наук, доц. (науковий редактор за напрямком “Техніка в сільськогосподарському виробництві”); Філімоніхін Г.Б., д-р техн. наук, проф.; Шепеленко І.В., канд. техн. наук, доц. (відповідальний секретар).

Адреса реакційної колегії: 25006, м. Кіровоград, проспект Університетський, 8, Кіровоградський національний технічний університет, тел.: 390-472, 390-437, 55-10-49.

Автори опублікованих матеріалів несуть відповідальність за підбір і точність наведених фактів, цитат, економіко-статистичних даних, власних імен та інших відомостей, а також за те, що матеріали не містять даних, які не підлягають відкритій публікації. Редакція може публікувати статті в порядку обговорення, не поділяючи точки зору автора.

Збірник включений ВАК України в перелік наукових фахових видань України, в яких можуть публікуватись результати дисертаційних робіт на здобуття наукових ступенів доктора і кандидата наук. Затверджений постановою президії ВАК України від 14 жовтня 2009 року №1-05/4 (бюлетень ВАК України №11, 2009).

Реєстраційне свідоцтво: серія KB № 15253-3825 ПР від 30.04.2009 р.

УДК 519.876.5:621.74

Т. Г. Сабірзянов, проф., д-р. техн. наук

Кіровоградський національний технічний університет

Математична модель рівноваги в системі “вода - водяна пара”

При використанні основних фізико-хімічних законів та відомих методів обробки експериментальних даних одержана математична модель рівноваги в системі “вода - водяна пара”. Модель може бути корисною при розрахунках процесів сушіння в металургії, ливарному виробництві, сільському господарстві тощо.

випаровування вологи, рівновага, математична модель

При розрахунках процесів сушіння в різних галузях виробництва (металургія, ливарне виробництво, зернове господарство, виробництво будівельних матеріалів тощо) треба мати достатньо точну інформацію щодо температурної залежності рівноважного тиску водяної пари. Відповідні дані представлені в літературі здебільшого у вигляді таблиць [1] або номограм [2], тоді як для використання сучасної комп'ютерної техніки потрібні математичні моделі у вигляді рівнянь, що пов'язують між собою вищевказані величини.

Можливі форми зазначеної залежності може підказати теорія фазової рівноваги.

Якщо той чи інший компонент (наприклад, H_2O) переходить із однієї фази (вода) в іншу (водяна пара), то зміни енергії Гібса обох фаз dG' і dG'' можна представити, як відомо [2], рівняннями:

$$dG' = -S'dT + V'dp; \quad (1)$$

$$dG'' = -S''dT + V''dp, \quad (2)$$

де S' і S'' , а також V' і V'' – ентропії і об'єми фаз, що взаємодіють;

dT і dp – диференціали температури і тиску.

При рівновазі величини dG' і dG'' дорівнюють нулю, отже праві частини рівнянь (1) і (2) однакові, тому, прирівнявши їх, після перетворень одержуємо вираз

$$dp/dT = (S'' - S')/(V'' - V'). \quad (3)$$

При позначенні різниці об'ємів через ΔV і врахуванні того, що для оборотного процесу різницю ентропій можна представити як відношення ентальпії випаровування L до температури T , вираз (3) перетворюється у відоме рівняння Клаузіуса - Клапейрона:

$$dT/dp = L/T\Delta V. \quad (4)$$

Рівняння (4) є однією з можливих форм відшукуваної залежності, однак для практичного використання цього рівняння необхідні чисельні значення величин L і ΔV , які залежать від параметрів стану системи, причому ці залежності часто невідомі.

В рівнянні (4) ціною несуттєвих припущень можна позбутися змінної величини ΔV . З цією метою, враховуючи, що об'єм пари в тисячі разів більший за об'єм рідини і що в області невеликих тисків пара за своїми властивостями близька до ідеального газу, замість ΔV підставляємо об'єм пари V . Далі, скориставшись рівнянням Менделєєва - Клапейрона

$$V = RT/p, \quad (5)$$

після перетворень знаходимо відшукувану залежність у наступній диференціальній формі:

$$d \ln p = (L/RT^2) dT. \quad (6)$$

Слід зауважити, що рівняння (6) можна одержати іншим шляхом [3], застосувавши до процесу “рідина \rightleftharpoons пара” рівняння ізобари.

Проінтегрувавши рівняння (6) за умови, згідно з якою при температурі $T = 373 \text{ K}$ рівноважний тиск водяної пари $p = 1 \text{ атм}$, одержуємо відшукувану математичну модель у вигляді рівняння

$$\ln(p/p_0) = (L/R)(1/T_0 - 1/T), \quad (7)$$

де p_0 і T_0 – координати деякої реперної точки.

Якщо температура T_0 відповідає рівноважному тиску $P_0 = 1 \text{ атм}$, то рівняння (7) набуває вигляду

$$\ln p = (L/R)(1/T_0 - 1/T). \quad (8)$$

Для системи “вода-водяна пара” при використанні довідникових даних [4] $L = 40905 \text{ Дж/моль}$, $T_0 = 373 \text{ K}$, $p_0 = 1 \text{ атм}$, $R = 8,314 \text{ Дж/моль} \cdot \text{K}$ одержуємо:

$$\ln p = -4920/T + 13,19. \quad (9)$$

Зауважимо, що вираз (9) є теоретичною математичною моделлю [5] процесу випаровування води, оскільки він отриманий суто теоретичним шляхом, а присутні в ньому константи мають чіткий фізичний зміст і визначаються із відповідних довідників.

В той же час слід мати на увазі, що чисельні значення констант рівняння (9) є досить приблизними, бо містять у собі як похибки внаслідок усіх вищезазначених припущень, так і неточності значень прийнятих фізичних величин.

Для підвищення точності математичної моделі слід, зберігши її форму у вигляді рівняння $\ln p = A/T + B$, провести ідентифікацію моделі, уточнивши значення параметрів A і B на підставі надійних експериментальних даних, наведених, наприклад, у книзі [1] і представлених у табл. 1.

Таблиця 1 – Залежність між p і T для системи “вода - водяна пара”

| $t, ^\circ\text{C}$ | T, K | $(1/T) \times 10^3$ | $P_{\text{експ.}}, \text{атм}$ | $\ln p$ | | | | | |
|---------------------|---------------|---------------------|--------------------------------|---------|-------------|---------|----------|----------|---------|
| | | | | експ. | за формулою | | | | |
| | | | | | (9) | (10) | (11) | (12) | (13) |
| 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 | 9 | 10 |
| 0 | 273 | 3,6630 | 0,0061 | -5,0982 | -4,8320 | -5,0476 | -5,0611 | -5,0636 | -5,0959 |
| 10 | 283 | 3,5336 | 0,0123 | -4,3998 | -4,1952 | -4,3746 | -4,3932 | -4,3942 | -4,4222 |
| 20 | 293 | 3,4130 | 0,0234 | -3,7563 | -3,6018 | -3,7474 | -3,7709 | -3,7705 | -3,7945 |
| 50 | 323 | 3,0960 | 0,1233 | -2,0931 | -2,0422 | -2,0991 | -2,1352 | -2,1311 | -2,1445 |
| 80 | 353 | 2,8329 | 0,4763 | -0,7417 | -0,7477 | -0,7309 | -0,7776 | -0,7704 | -0,7750 |
| 100 | 373 | 2,6810 | 1,0132 | 0,0131 | -0,00035 | -0,0590 | 0,00622 | 0,01512 | 0,01558 |
| 125 | 398 | 2,5126 | 2,3802 | 0,8419 | 0,8282 | 0,9347 | 0,8752 | 0,8860 | 0,8921 |
| $(\Delta y)^2$ | | | | 0 | 0,01994 | 0,00202 | 0,000836 | 0,000807 | 0,00118 |

Ідентифікацію моделі проводимо чотирма методами: графічним, методом середніх, методом найменших квадратів, а також знаходженням параметрів прямої лінії по координатах двох реперних точок.

Графічний метод полягає у побудові прямої лінії в координатах $x = 1/T$, $y = \ln p$ (рис. 1). При цьому параметр A є кутовим коефіцієнтом похилої прямої, а

параметр B дорівнює відрізку, що відтинається прямою на осі ординат. Згідно з рис. 1 $A = -5200$, $B = 14$. Таким чином, графічним методом знаходимо рівняння

$$\ln p = -5200/T + 14. \quad (10)$$

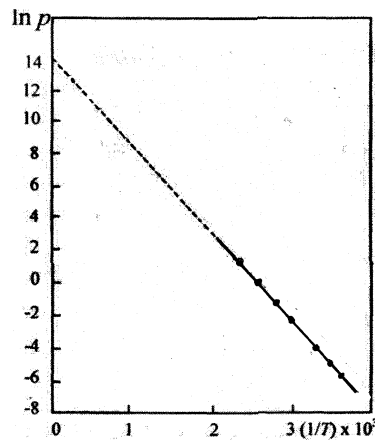


Рисунок 1 – Залежність $\ln p$ від $1/T$ для системи “вода - водяна пара”

Метод найменших квадратів (МНК), як відомо, полягає в мінімізації суми квадратів відхилень модельних значень вихідного параметра від експериментальних його значень. На підставі даних табл. 1 за стандартною комп'ютерною програмою цим методом знайдено:

$$\ln p = -5170,5/T + 13,88. \quad (12)$$

Нарешті, ще один вираз для відшукованої моделі було знайдено по двох точках табл. 1: $(1/T)_1 = 3,663 \cdot 10^{-3}$, $(\ln p)_1 = -5,0982$; $(1/T)_2 = 2,681 \cdot 10^{-3}$, $(\ln p)_2 = 0,0131$. Цим даним відповідає рівняння

$$\ln p = -5205/T + 13,97. \quad (13)$$

Співвідношення (9)...(13) близькі одне до одного, але характеризуються різною точністю. Для того, щоб віддати перевагу одному з них, були розраховані середні квадрати відхилення $(\overline{\Delta y})^2$ модельних значень величини $\ln p$ від експериментальних. Згідно з одержаними даними (див. табл. 1) найбільш точним є знайдене за МНК рівняння (12) $\left((\overline{\Delta y})^2 = 0,000807 \right)$. Майже таку ж точність забезпечують метод середніх

(формула (11), $(\overline{\Delta y})^2 = 0,000836$) і метод знаходження параметрів прямої за двома реперними точками (формула (13), $(\overline{\Delta y})^2 = 0,00118$). Достатньо високу точність забезпечує графічний метод (формула (10), $(\overline{\Delta y})^2 = 0,00202$). Як і слід було очікувати, найменш точною виявилася формула (9), знайдена суто теоретичним шляхом. Проте цінність цієї формули полягає в тому, що по ній визначена форма зв'язку між змінними величинами в розглянутій системі.

Висновки

Одержано теоретичну і теоретико-статистичні версії математичної моделі, що характеризує рівновагу в системі “вода - водяна пара”. Модель необхідна для розв'язання наукових і практичних задач щодо процесу сушіння матеріалів у різних галузях народного господарства (металургія, ливарне виробництво, зернове

господарство, виробництво будівельних матеріалів тощо). Показано, що найбільш точним є рівняння $(12) \ln p = -5170,5/T + 13,88$, одержане при використанні МНК.

Список літератури

1. Алабовский А.Н., Константинов С.М., Недужий И.А. Теплотехника. – К.: Вища школа, 1986. – 255 с.
2. Киреев В.А. Курс физической химии. – М.: Химия, 1975. – 776 с.
3. Сабірзянов Т.Г., Кропівний В.М. Теплотехніка ливарних процесів: Навчальний посібник для студентів спеціальності 8.090205 “Обладнання ливарного виробництва”. – Кіровоград: КНТУ, 2005. – 402 с.
4. Термодинамические свойства неорганических веществ: Справочник / У.Д. Верятин, В.П. Машарев, Н.Г. Рябцев и др. – Под ред. А.П. Зефирова. – М.: Атомиздат, 1965. – 460 с.
5. Сабірзянов Т.Г. Математичне моделювання технологічних процесів лиття: Навчальний посібник для студентів спеціальності 8.090205 “Обладнання ливарного виробництва”. – Кіровоград: КНТУ, 2007. – 74 с.
6. Бронштейн И.Н., Семендяев К.А. Справочник по математике для инженеров и учащихся втузов. – М.: Гостехтеоретиздат, 1953. – 608 с.

Т. Сабирзянов

Математическая модель равновесия в системе «вода - водяной пар»

При использовании основных физико-химических законов, а также известных методов обработки экспериментальных данных получена математическая модель равновесия в системе «вода - водяной пар». Модель может быть использована при расчетах процессов сушки в металлургии, литейном производстве, сельском хозяйстве, других отраслях народного хозяйства.

T. Sabirjanov

Mathematical model of equilibrium in “water - steam” system

In the article, at using of general physical-chemistry laws and experimental data the mathematical model of equilibrium in “water - steam” system is obtained. The model is useful to calculation of drying process in metallurgy, foundry, agriculture etc.

Одержано 03.11.10

УДК 621.793

А.В. Коваленко, асп., С.П. Поляков, проф., д-р техн. наук, И.И. Фенько, асист.
Черкасский государственный технологический университет

Закономерности формирования покрытия электроискровым методом

В статье рассмотрен электроискровой способ обработки деталей, установлены вольт-амперные зависимости импульса, исследованы изменения тенденции веса анода и катода, установлены зависимости коэффициента прироста материала от мощности импульса и влияние оксидной пленки на обрабатываемой поверхности на коэффициент прироста материала при нанесении локально-точечного и сплошного покрытия.

электроискровая обработка, электроискровое нанесение покрытия, мощность импульса, вольт-амперная характеристика импульса, коэффициент прироста материала

© А.В. Коваленко, С.П. Поляков, И.И. Фенько, 2011

Электроискровая (ЭИ) обработка металлов относится к электроэрозионным (электрофизическим) методам обработки. В данную группу, согласно классификации, входят также: электроимпульсная, электроконтактная и анодно-механическая обработки.

ЭИ обработка используется для изменения изначальных свойств поверхности с целью легирования и упрочнения поверхностных слоев инструментов для увеличения твердости и износостойкости стали; для незначительных увеличений размеров изношенных деталей; для нанесения подслоя перед газотермическим напылением; а также может использоваться для маркировки и росписи.

Результат получаемой поверхности зависит от режима обработки, времени обработки, совместимости материалов анода и катода, от свойства и состояния обрабатываемой поверхности, а также от квалификации рабочего.

В лаборатории электрофизических методов обработки Черкасского государственного технологического университета были проведены исследования по целесообразности применения ЭИ нанесения покрытия для восстановления посадочных мест на валах, используя электрод из стали ШХ15 [1]. Однако, отсутствие единой и полной классификации получаемых покрытий после ЭИ обработки приводит к необходимости исследований зависимости режимов работы от получаемых свойств на поверхности детали.

Задачей работы является установление закономерности образования покрытия от вольт-амперных характеристик (ВАХ) процесса обработки.

Исследования ЭИ обработки проводились на серийном оборудовании: установки марки ЭЛЕКТРОН-50 и ЭЛИТРОН-10 (рис. 1). Условия обработки: материал электрода-инструмента – сталь ШХ15, материал детали – машиностроительная Сталь 45, частота вибрации электрода-инструмента 100 Гц. Режимы обработки на установке ЭЛЕКТРОН-50 емкости: №1, №2, №3; на установке ЭЛИТРОН-10 режимы: №1, №4, №8.

Для измерения ВАХ использовался персональный компьютер с программным обеспечением автоматизированной системы измерения и быстродействующей платой сбора информации АЦП WAD-AD12-128Н. Полностью принцип работы описан в [2], а методика - в [3]. Результаты измерений дублировались на осциллографе С1-64А. Разброс измерений не превышал 5%.

В процессе исследования было установлено, что за один цикл нанесения покрытия проходит два импульса, которые по форме являются несимметричными знакопеременными. Первый импульс возникает при сближении анода с катодом и на определенном расстоянии происходит искровой электрический разряд. В результате



а)



б)

Рисунок 1 – Установки ЭИ обработки: а) ЭЛИТРОН-50; б) ЭЛИТРОН-10

поверхность анода разогревается до оплавления и от анода отделяется капля расплавленного материала, которая движется к катоду, опережая анод. Расплавленные частицы, попадая на катод, свариваются с ним и частично проникают в его поверхность. Второй импульс тока сопровождается механическим ударом анода. Механический удар анода частично поглощает полученное покрытие, увеличивает его плотность, однородность, прочность сцепления с основой [4]. На рис.2 представлена наиболее характерная экспериментально-временная зависимость напряжения и рабочего тока для единичного цикла нанесения покрытия. И, как видно, тенденции изменения тока и напряжения по времени совпадают. Результаты измерений напряжения и тока занесены в таблицу 1.

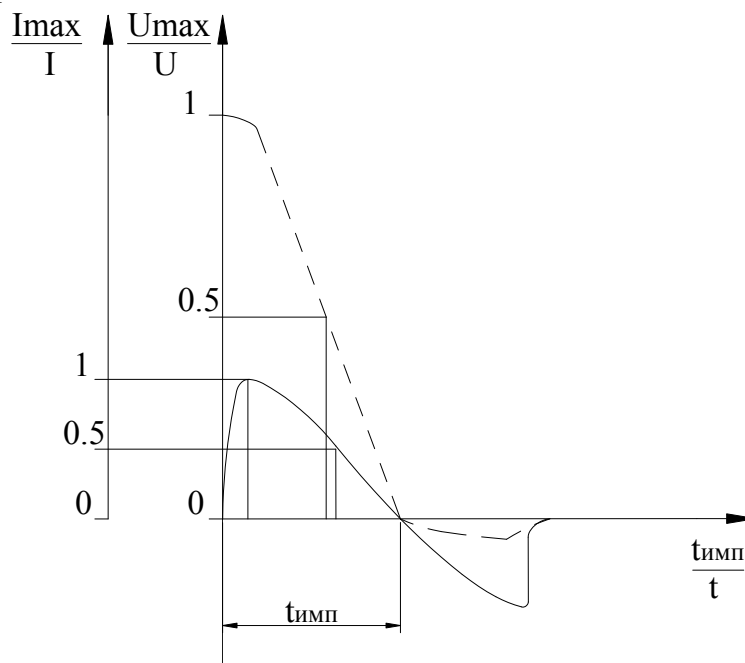


Рисунок 2 – Характерный вид ВАХ при единичном импульсе

Таблица 1 – ВАХ при ЭИ обработке

| Установка | Режим обработки | U max, В | I max, А | t _{имп} , мкс | E _i , Дж |
|------------|-----------------|----------|----------|------------------------|---------------------|
| Элитрон-10 | 1 | 56 | 290 | 40 | 0,27 |
| | 4 | 56 | 460 | 45 | 0,48 |
| | 8 | 56 | 670 | 50 | 0,77 |
| Элитрон-50 | 1 | 35 | 1330 | 60 | 1,1 |
| | 2 | 35 | 2000 | 70 | 1,9 |
| | 3 | 35 | 2670 | 80 | 2,9 |

Таким образом, зная вольтамперные характеристики, время импульса и его форму, можно рассчитать энергию импульса.

Расчет энергии единичного импульса (E_i) проводился по формуле (1) с помощью графического интегрирования напряжения и тока по времени.

$$E_i = \frac{\int U dt \times \int I dt}{t_{\text{имп}}}, \quad (1)$$

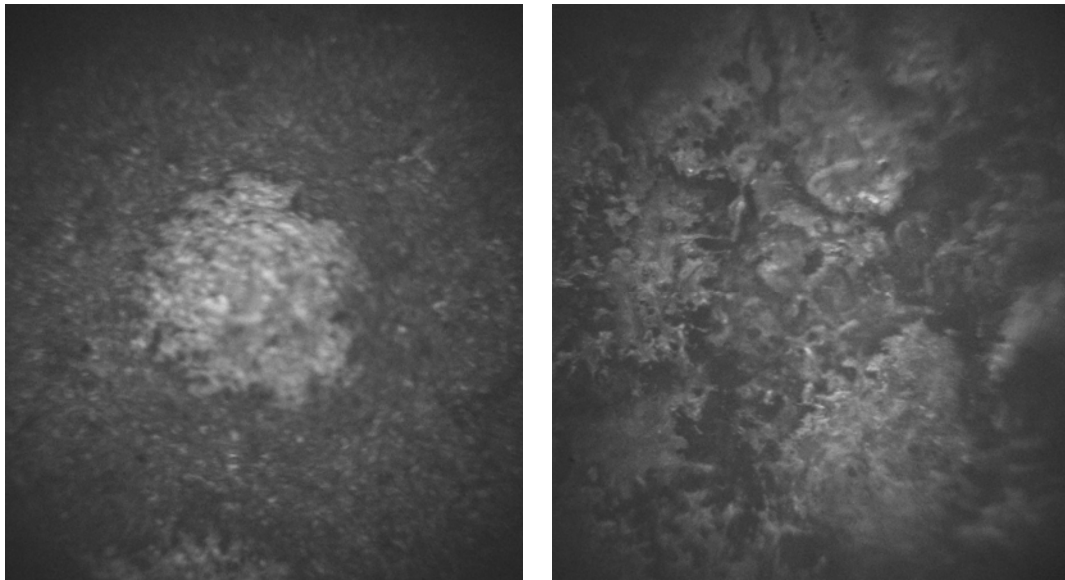
где $\int U dt$ и $\int I dt$ - интегралы напряжения и тока по времени соответственно, $t_{\text{имп}}$ - время длительности импульса.

Так как удельный вес обрабатываемых заготовок (катод - Сталь 45) и используемых электродов (анод - сталь ШХ15) практически одинаковы, то изменения электрода и нанесения покрытия на заготовку можно отслеживать с помощью взвешивания на аналитических весах. За формулой:

$$\Delta m = m_2 - m_1, \quad (2)$$

можно определять тенденцию изменения.

Как известно, тенденция скорости наращивания толщины покрытия в начале обработки поверхности имеет максимальную интенсивность, а потом постепенно уменьшается и в дальнейшем может начать разрушаться [5, 6]. На практике электроискрового нанесения покрытия (ЭИМП) было замечено, что в начале обработки плохо подготовленных поверхностей заметна более повышенная яркость разряда и разбрызгивание металла.



а) нанесенный единичный локальный импульс на поверхности заготовки; б) после перекрытия поверхности заготовки покрытием

Рисунок 3 - Фотографии электроискрового покрытия, $\times 24$

Исследования изменений тенденций веса электрода и заготовки проходило следующим образом:

- на каждый из шести режимов обработки подготавливались по две заготовки ($20 \times 10 \times 3$) и на каждую заготовку отдельный электрод;
- одна заготовка не подвергалась специальной предварительной обработке, а вторая подвергалась струйно-абразивной обработке (САО);
- взвешивания каждой заготовки и электрода проводилось три раза: 1) до обработки; 2) после нанесения единичных локальных импульсов на поверхность заготовки (рис. 3а); 3) после перекрытия поверхности заготовки покрытием (рис. 3б).

Струйно-абразивная обработка проходила при следующих режимах: давление рабочего воздуха $0,4 \div 0,5$ МПа; материал – электрокорунд 14А; фракция - $0,1 \div 0,4$ мм.

При данной обработке полностью с поверхности исчезает загрязнение и оксидная пленка. Результаты проведенного исследования взвешивания образцов приведены в таблице 2, где m_1 , m_2 , m_3 – вес образца до обработки, после нанесение единичных локальных импульсов и после нанесенного сплошного покрытия соответственно; N – число единичных локальных импульсов; $\Delta m_{21} = m_2 - m_1$; $\Delta m_{31} = m_3 - m_1$; t – время обработки; индекс (') означает, что образец перед нанесением покрытия был обработан САО.

Таблиця 2- Изменения веса образцов после ЭИМП

| Уста новк а | Ре жи м, № | Исследу емый образец | Образцы без струйно-абразивной обработки | | | | | | | Образцы, подвергнутые струйно-абразивной обработки | | | | | | |
|---------------------------------------|---------------------|----------------------------|--|------------------|-----|-------------------------|------------------|---------------------|-----|--|-------------------|-----|--------------------------|-------------------|-------------------------|------|
| | | | m ₁ г | m ₂ г | N | Δm ₂₁ мкг | m ₃ г | Δm ₃₁ мг | t с | m' ₁ г | m' ₂ г | N' | Δm' ₂₁ мкг | m' ₃ г | Δm' ₃₁ мг | t' с |
| Э Л И Т Р О Н 10 | 1 | Анод | 5.47604 | 5.47440 | 288 | -5.7 | 5.45905 | -17,0 | 485 | 7,71568 | 7,71412 | 295 | -5,3 | 7,69966 | -16,0 | 475 |
| | | катод | 12,87571 | 12,87583 | | +0,42 | 12,88585 | +10,14 | | 14,51687 | 14,51781 | | +3,2 | 14,52698 | +10,1 | |
| | 4 | анод | 6,75660 | 6.75235 | 247 | -17.2 | 6.7353 | -21.3 | 120 | 7,76724 | 7,76492 | 249 | +9,3 | 7,74702 | -20,2 | 122 |
| | | катод | 13.24495 | 13.24520 | | +1.01 | 13.25685 | +11.9 | | 14,89375 | 14,89375 | | +5,3 | 14,9049 | +12,47 | |
| | 8 | анод | 7,05547 | 7,048836 | 214 | -31 | 7,0304 | -25,1 | 60 | 8,15585 | 8,15251 | 221 | -15,1 | 8,13017 | -25,7 | 58 |
| | | катод | 14,33022 | 14,32949 | | -3,4 | 14,3426 | +12,4 | | 14,17422 | 14,17601 | | +8,1 | 14,18857 | +14,35 | |
| Э Л И Т Р О Н 50 | 1 | анод | 9,13325 | 9,12271 | 155 | -68 | 9,10235 | -30,9 | 47 | 7,92676 | 7,92253 | 194 | -21,8 | 7,8973 | -29 | 49 |
| | | катод | 15,01749 | 15,01478 | | -17,2 | 15,0313 | +13,8 | | 15,49268 | 15,49470 | | +10,4 | 15,5078 | +15,1 | |
| | 2 | анод | 6,78520 | 6,76800 | 137 | -126 | 6,7490 | -36,2 | 35 | 8,83446 | 8,82827 | 165 | -37,5 | 8,79553 | -38,9 | 34 |
| | | катод | 14,02425 | 14,01820 | | -44,3 | 14,03985 | +15,6 | | 15,40805 | 15,41094 | | +17,5 | 15,42744 | +19,4 | |
| | 3 | анод | 8,25045 | 8,23142 | 110 | -173 | 8,20845 | -42 | 25 | 8,35375 | 8,34551 | 149 | -55,3 | 8,3107 | -43,5 | 25 |
| | | катод | 15,50494 | 15,49839 | | -59,5 | 15,5221 | +17,2 | | 15,84548 | 15,84910 | | +24,3 | 15,86620 | +20,8 | |

По результатам проведенных взвешиваний образцов возможно рассчитать коэффициент прироста материала (КПМ), переносимого с электрода на деталь (табл. 3):

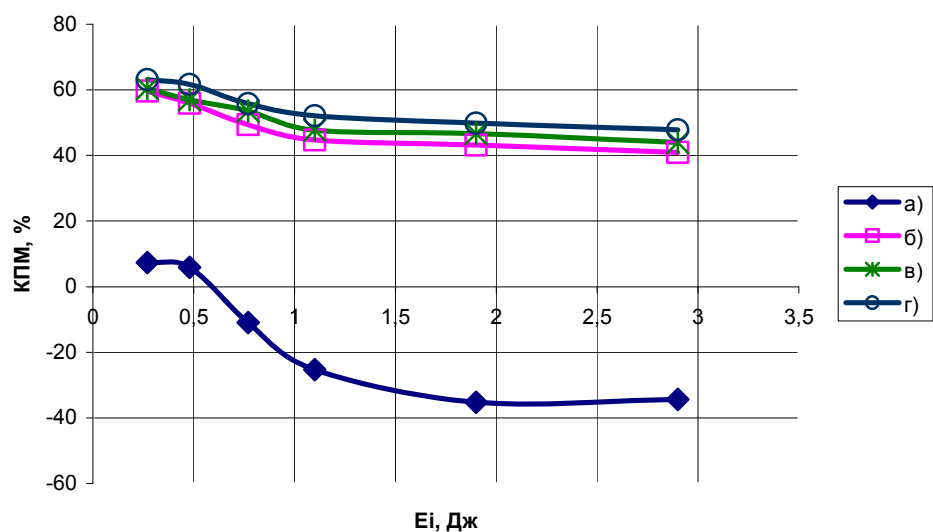
$$\text{КПМ} = \frac{\Delta m_k \times 100\%}{\Delta m_a}, \quad (3)$$

где Δm_k , Δm_a - изменение веса катода и анода за одинаковый промежуток времени в процессе обработки.

Таблица 3 – Коэффициент прироста материала

| Установка | Режим, № | КПМ, % | | КПМ', % | |
|------------|----------|-------------------------|----------------------------------|-------------------------|----------------------------------|
| | | При единичных импульсах | При нанесении сплошного покрытия | При единичных импульсах | При нанесении сплошного покрытия |
| ЭЛИТРОН-10 | 1 | 7,4 | 59,6 | 60,4 | 63,1 |
| | 4 | 5,9 | 55,9 | 57 | 61,7 |
| | 8 | -11 | 49,4 | 53,6 | 55,8 |
| ЭЛИТРОН-50 | 1 | -25,3 | 44,7 | 47,7 | 52,1 |
| | 2 | -35,2 | 43,1 | 46,7 | 49,9 |
| | 3 | -34,4 | 40,9 | 43,9 | 47,8 |

Таким образом, основываясь на полученных результатах исследования, возможно определить зависимость КПМ от мощности импульса при сплошном нанесении покрытия и при первых локально- точечных нанесенных каплях покрытий на деталь при начале обработки (рис.4).



а), б) – без САО при единичных импульсах и нанесении сплошного покрытия соответственно; в), г) – с предварительной САО при единичных импульсах и нанесении сплошного покрытия соответственно

Рисунок 4 – График зависимости КПМ от мощности импульса

Выводы.

1. При наличии на поверхности детали (катод) окисной пленки прирост материала при нанесении сплошного покрытия уменьшаться до 7 % по сравнению с её отсутствием.

2. При первых импульсах обработки с наличием оксидной пленкой эрозия детали может превышать прирост металла, переносимый с электрода в связи с разрушением оксидной пленки на поверхности детали. И чем мощнее грубый режим обработки, тем больше отрицательный прирост (примерно до -35%).

3. Удаление оксидной пленки с поверхности детали приводит к тому, что прирост металла при первых импульсах практически не отличается от прироста при нанесении сплошного слоя (разница составляет около 4%).

4. На грубых режимах коэффициент прироста металла меньше, чем при чистовых, разница может достигать примерно 20%.

5. Тенденция изменения тока и напряжения по времени совпадают.

Список литературы

1. Коваленко А.В., Поляков С.П., Губарь Э.Я. Применения электроискрового нанесения покрытия для восстановления посадочных мест на валах // тезисы доп. на IV Всеукраїнській науково-практичній конференції "Підвищення надійності машин і обладнання". – Кіровоград: КНТУ, 2010. – С. 31-34.
2. Беспалько С.А., Поляков С.П. Программное обеспечение автоматизированной системы измерений на базе персонального компьютера для проведения научных исследований // Тезисы доп. 10-ї ювілейної міждержавної наук.-метод. конф. „Проблеми математичного моделювання”. – Дніпродзержинськ: ДДТУ, 2006. – С. 127–128.
3. Осипенко В.І. Наукові основи моделювання та вдосконалення фізико-технологічних процесів електроерозійного дрітязного вирізання: Дис. д-ра техн. наук: 05.03.07. – Черкаси, 2005. – 369 с.
4. К.А. Ющенко, Ю.С. Борисов, В.Д. Кузнецов, В.М. Корж. Інженерія поверхні. – К.: Наукова думка, 2007. – 558 с.
5. Лазаренко Б.Р., Лазаренко Н.И. Электроискровая обработка токопроводящих материалов. М.: изд. АН МССР, 1959.
6. Золотых Б.Н., Мельдер Р.Р. Физические основы электроэрозионной обработки. М.: Машиностроение, 1977.

А. Коваленко, С. Поляков, І. Фенько

Закономірності утворення покриття електроіскровим методом

У статті досліджено електроіскровий метод обробки деталей, визначені вольт-амперні залежності імпульсу, досліджені зміни тенденції ваги аноду і катоду, визначені залежності коефіцієнту приросту матеріалу від потужності імпульсу і впливу оксидної плівки на оброблюваній поверхні на коефіцієнт приросту матеріалу під час нанесення локально-точкового і суцільного покриття.

A. Kovalenko, S. Poljakov, I. Fenko

Regularities of cover forming by electrical discharge method

The given article considers electro-sparking method of detail cutting. Also volt-ampere impulse dependences are determined and the tendency of weight changing for anode and cathode is investigated in this work. As well as the dependence of material increasing index to impulse capacity and the influence of oxide layer of working surface on material increasing index under the conditions of localized or solid coverage are investigated.

Одержано 02.11.10

УДК 624.664

М. М. Підгаєцький, доц., канд. техн. наук*Кіровоградський національний технічний університет*

Математична модель визначення ефективності роботи кульково-гвинтових гідро-підсилювачів (КГГП)

В статті описано теоретичне дослідження впливу конструктивних факторів виконання кульково-гвинтових гідро-підсилювачів рульового управління автомобіля на ефективність його роботи.

Розроблена математична модель дає змогу вибору оптимальної конструкції гідро-підсилювачів на етапі розробки принципової схеми.

гідро-підсилювач, крутний момент, об'ємна подача, тиск, коефіцієнт корисної дії, вал сошки

Відповідно з класифікацією провідної фірми з виробництва гідро-підсилювачів Zahnradfabrik (ZF, Німеччина) [1] найбільш універсальним оціночним показником кульково-гвинтових гідро-підсилювачів (КГГП) є коефіцієнт рівня, який визначається за формулою:

$$K_{\text{рів}} = \frac{A_{\text{ГП}}}{G}, \quad (1)$$

де $A_{\text{ГП}}$ - робота, яку здійснює гідро-підсилювач (ГП) для однократного циклу повертання керуємих коліс;

G - вага гідро-підсилювача.

Така формула є оціночним показником по досягненню відповідного рівня конструктивного виконання.

Але вона не враховує показників надійності (ресурсу). Наприклад, можна створити ГП з високим значенням $K_{\text{рів}}$, але який зможе здійснити обмежену кількість циклів навантаження.

Таким чином більш доцільно в формулу (1) ввести максимально допустиму кількість циклів навантаження, N

$$K_{\text{рів}} = \frac{A_{\text{ГП}} \cdot N}{G}, \quad (2)$$

Формула (2) дає більш точну оцінку ГП, але вона не визначає шляхів підвищення цього показника, тобто оптимізації конструктивного виконання.

Більш ефективним оціночним показником може бути прийнятий показник, який враховує затрати потужності на створення необхідного зусилля повороту.

Для виводу рівняння силового балансу ГП необхідно проаналізувати його принципову схему.

Незважаючи на значну кількість варіантів конструктивного виконання КГГП [1,2, 3] всі вони мають загальну принципову схему.

Загальна принципова схема втілюється в три конкретних варіанти виконання:

- кульково-гвинтовий кривошипно-шатунний гідро-підсилювач (КГКШ), рис.1,а;
 - кульково-гвинтовий кривошипно-поршневий гідро-підсилювач (КГКП), рис.1, б;
 - кульково-гвинтовий рейково-поршневий гідро-підсилювач (КГРП), рис. 1, в;
- Загальними елементами для обумовлених варіантів є такі:
- картер, в якому розміщені елементи, які утворюють кінематичну схему;
 - гідравлічний розподільник з приводів від кермового колеса, який здійснює розподіл робочої рідини по опозитним порожнечам картера;
 - кульково-гвинтова передача, яка здійснює слідування за переміщенням поршня в штатному режимі, і є механічним підсилювачем при позаштатному режимі (відмова гідравліки);
 - поршень, який поділяє циліндр, утворений картером, на дві опозитні порожнини і кінематично пов'язаний одночасно з кульково-гвинтовою передачею і з валом сошки;
 - вал сошки з комплектом підшипників кінематично пов'язаний з поршнем.

В загальному випадку робота витрачена по здійсненню повороту може бути виражена рівняння енергетичного балансу:

$$A_p \cdot K_{PC} = A_{пор} \cdot A_{BC}, \quad (3)$$

де A_p - робота необхідна для здійснення повороту рульового колеса;

$A_{пор}$ – робота гідравлічна по переміщенню поршня в межах повороту;

A_{BC} – робота валу сошки;

K_{PC} – коефіцієнт підсилення.

Коефіцієнт підсилення можна визначити по формулі

$$K_{PC} = \frac{M_c}{M_p}, \quad (4)$$

де M_c – момент крутний на валу сошки, необхідний і достатній для здійснення повороту;

M_p – момент крутний на рульовому валу, який відповідає вмиканню гідро-підсилювача.

КГКШ, рис. 1, а складається із картера 3, в якому розміщений поршень 5, кінематично пов'язаний за допомогою кульково-гвинтової передачі 4 з гідро-розподільником і одночасно пов'язаний кривошипно-шатунним механізмом 6, 7 з валом сошки 8.

КГКП, рис. 1, б відрізняється від КГКШ наявністю кривошипа 7, який взаємодіє з пазом поршня 5.

КГРП, рис. 1, в відрізняється від КГКШ і КГКП наявністю рейкової передачі 12, яка здійснює кінематичний зв'язок поршня 5 і валу сошки 8.

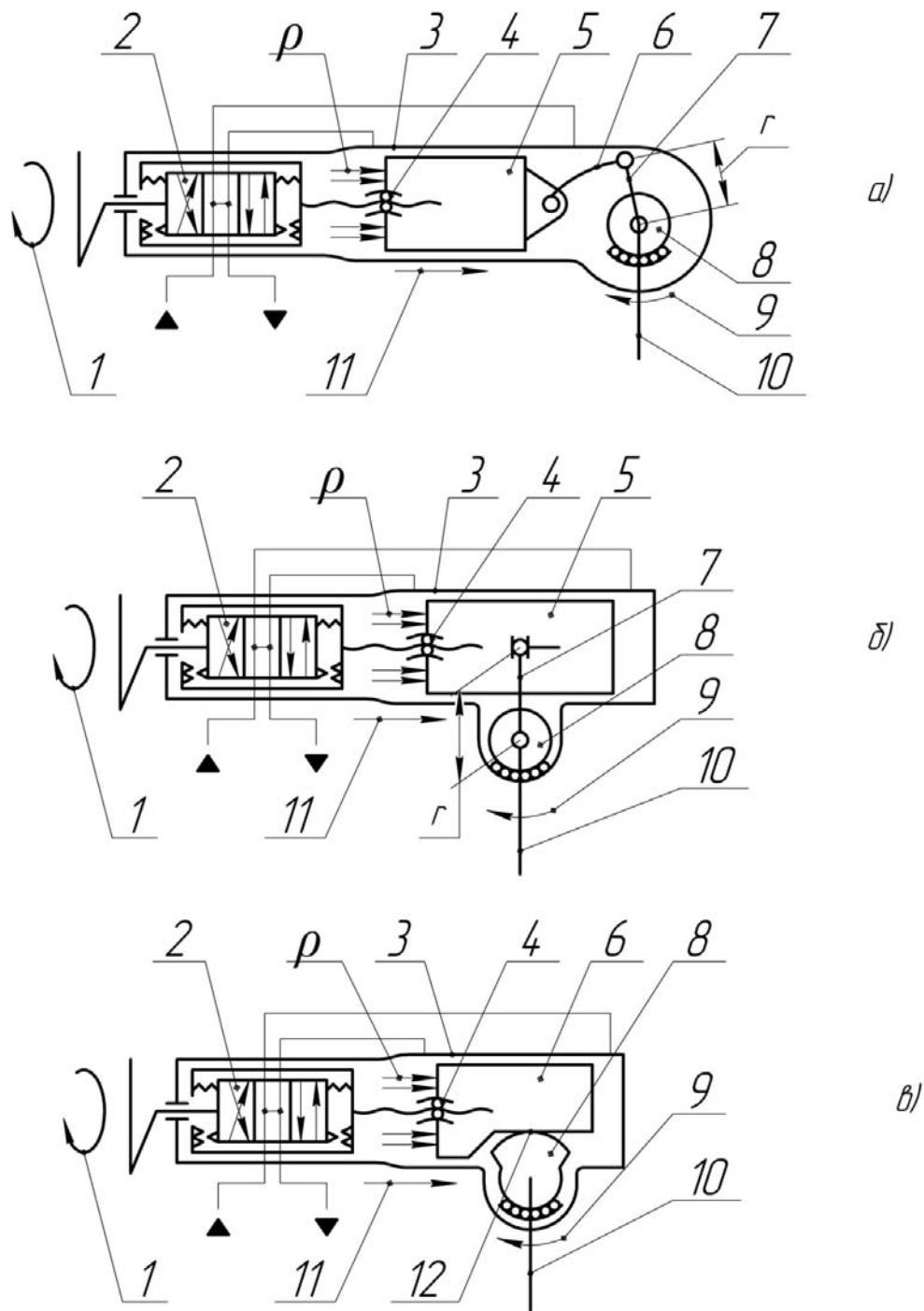
Робота рульового валу A_p для всіх трьох виконань буде однаковою та її можна виразити формулою:

$$A_p = \frac{M_p \cdot n_p \cdot T}{C}, \quad (5)$$

де n_p — колова швидкість рульового валу;

T — час здійснення повороту;

C — постійний коефіцієнт.



а) кривошипно-шатунний (ШВКШ);

б) кривошипно-поршневий (ШВКП);

в) рейково-поршневий (ШВРП);

1 — вектор обертання рульового валу; 2 — гідро-розподільник; 3 — картер;

4 — шарико-гвинтова передача; 5 — поршень; 6 — шатун; 7 — кривошип;

8 — вал сошки; 9 — вектор переміщення валу сошки; 10 — сошка;

11 — вектор переміщення поршня; 12 — рейкова передача; p — гідравлічний тиск

Рисунок 1 — Кульково-гвинтові гідро-підсилювачі (КГГП)

Робота поршня $A_{пор}$ буде визначатись за таким формулами:
для КГКШ

$$A_{пор} = \frac{Q \cdot P \cdot T}{\eta_{пор} \cdot \eta_{кш}}; \quad (6)$$

для КГКП

$$A_{пор} = \frac{Q \cdot P \cdot T}{\eta_{пор} \cdot \eta_{кп}}; \quad (7)$$

для КГРП

$$A_{пор} = \frac{Q \cdot P \cdot T}{\eta_{пор} \cdot \eta_{рп}}, \quad (8)$$

де Q — об'ємна подача робочої рідини;

P — тиск в напірній магістралі необхідний і достатній для здійснення повороту;

$\eta_{пор}$ — ККД взаємодії поршня з циліндром;

$\eta_{кш}$ — ККД кривошипно-шатунної передачі;

$\eta_{кп}$ — ККД кривошипно-поршневої передачі;

$\eta_{рп}$ — ККД рейкової передачі.

Робота валу сошки може вміщувати в себе тільки частину, яка витрачається на здолаття сил тертя в підшипниковому вузлі.

Це обумовлено тим, що здолаття основного зусилля повороту здійснює поршень (див. формулу 6, 7, 8).

Таким чином можна прийняти умову, що вал сошки передає лише незначну частину моменту $M'_{вс}$, тобто

$$M'_{вс} = (1 - \eta_1) \cdot M_{св} \quad (9)$$

де η_1 — ККД передачі між поршнем та валом сошки.

Крім того необхідно врахувати перемінність крутного моменту $M''_{вс}$ при використанні кривошипних передач, в яких радіус кривошипу змінюється в межах кута повороту:

$$M''_{вс} = M_{вс} \cdot \left(\frac{r - \frac{dr}{d\varphi_c}}{r} \right), \quad (10)$$

де r — радіус кривошипу;

φ_c — кут повороту ВС.

З урахуванням виразів (9) і (10) отримаємо значення роботи ВС:

для КГКШ

$$A_{BC} = \frac{1}{C} (1 - \eta_{ки}) \cdot M_{вс} \left(\frac{r - \frac{dr}{d\varphi_c}}{r} \right) \cdot n_c \cdot T; \quad (11)$$

для КГКП

$$A_{BC} = \frac{1}{C} (1 - \eta_{кп}) \cdot M_{вс} \left(\frac{r - \frac{dr}{d\varphi_c}}{r} \right) \cdot n_c \cdot T; \quad (12)$$

для КГРП

$$A_{BC} = \frac{1}{C} (1 - \eta_{рп}) \cdot M_{вс} \cdot n_c \cdot T, \quad (13)$$

де n_c — кутова швидкість ВС.

Таким чином з урахуванням отриманих формул запишемо розгорнуті рівняння енергетичного балансу:

для КГКШ

$$\frac{M_p \cdot \eta_p \cdot T \cdot M_c}{C \cdot M_p} = \frac{Q \cdot P \cdot T}{\eta_{пор} \cdot \eta_{ки}} + \frac{(1 - \eta_{ки}) \cdot M_{вс} \left(\frac{r - \frac{dr}{d\varphi_c}}{r} \right) \cdot T}{C}; \quad (14)$$

для КГКП

$$\frac{M_p \cdot \eta_p \cdot T \cdot M_c}{C \cdot M_p} = \frac{Q \cdot P \cdot T}{\eta_{пор} \cdot \eta_{кп}} + \frac{(1 - \eta_{кп}) \cdot M_{вс} \left(\frac{r - \frac{dr}{d\varphi_c}}{r} \right) \cdot T}{C}; \quad (15)$$

для КГРП

$$\frac{M_p \cdot \eta_p \cdot T \cdot M_c}{C \cdot M_p} = \frac{Q \cdot P \cdot T}{\eta_{пор} \cdot \eta_{рп}} + \frac{(1 - \eta_{рп}) \cdot M_{вс} \cdot T}{C}. \quad (16)$$

Для спрощення отриманих рівнянь приймемо ряд допущень:

$$n_c = \frac{n_p}{i}, \quad (17)$$

де i — передавальне число механічних передач ГП.

Після проведення математичних перетворень отримуємо:

для КГКШ

$$Q \cdot P = \frac{M_{вс} \left(\frac{r - \frac{dr}{d\varphi_c}}{r} \right) \cdot n_c [i - (1 - \eta_{ки})] \cdot \eta_{пор} \cdot \eta_{ки}}{C}; \quad (18)$$

для КГКП

$$Q \cdot P = \frac{M_{\text{вс}} \left(\frac{r - \frac{dr}{d\varphi_c}}{r} \right) \cdot n_c [i - (1 - \eta_{\text{кп}})] \cdot \eta_{\text{нор}} \cdot \eta_{\text{кп}}}{C}; \quad (19)$$

для КГРП

$$Q \cdot P = \frac{M_{\text{вс}} \cdot n_c [i - (1 - \eta_{\text{пн}})] \cdot \eta_{\text{нор}} \cdot \eta_{\text{пн}}}{C}. \quad (20)$$

Таким чином отримані рівняння визначають залежність потужності, що створюється, $P (P = Q \cdot \rho)$ від фактичного конструктивно виконаного ГП, яке формується параметрами η, i , а також моментом $M_{\text{вс}}$, що реалізується.

Висновки:

1. Розроблена математична модель дає можливість оцінити конструктивне виконання КГГП з точки зору ефективності експлуатаційних показників.
2. Розроблена модель вказує на конкретні конструктивні елементи, оптимізація яких підвищить ефективність роботи КГГП.

Список літератури

1. Каталог фірми Zahnradfabrik (ZF), Німеччина.
2. Чайковский И. П., Саломатин П. А. Рулевые управления автомобилей. М.: Машиностроение, 1987, — 175 с.
3. Гинцбург Л.Л. Гидравлические усилители рулевого управления автомобилей. — М.: Машиностроение, 1972 — 121с.

М. Подгаецкий

Математическая модель определения эффективности работы шариковинтовых гидроусилителей (ШВГУ)

В статье описаны теоретические исследования влияния конструктивных факторов исполнения шариковинтовых гидроусилителей рулевого управления автомобилем на эффективность его работы.

Разработанная математическая модель даёт возможность выбора изделия оптимальной конструкции гидроусилителя на этапе разработки принципиальной схемы.

М. Podgaeckiy

Mathematical model of definition of overall performance hydraulic boosters (PHBT)

In article theoretical researches of influence of efficiency factors of execution шариковинтовых hydraulic boosters of a steering by the car on efficiency of its work are described.

The developed mathematical model gives the chance a choice of a product of an optimum design of the hydraulic booster at a circuit diagram development cycle.

Одержано 02.11.10

УДК 62-752: 62-755

Ю.А. Невдаха, доц. канд. техн. наук, В.М. Лушніков доц. канд. техн. наук, В.В. Пукалов, доц. канд. техн. наук, А.Ю. Невдаха, асп.

Кіровоградський національний технічний університет

Розрахунок зубців прямозубих зубчастих коліс на міцність по напруженням згину з врахуванням сучасних методів розрахунку

Приведений розрахунок зубців прямозубих зубчастих коліс на міцність по місцевим напруженням згину, які дають більш точний результат на відміну від метода розрахунку по номінальним напруженням.

зубець, напруження, згин, навантаження

Зубчасті передачі широко використовуються в кривошипних пресах. Привод кривошипно-шатунного механізму здійснюється від електродвигуна та за допомогою зубчастих циліндричних передач. Тихохідні зубчасті передачі найчастіше виготовляють з прямозубими зубчастими колесами [1]. В зв'язку з тим, що на зубчасті колеса діють значні навантаження змінні в часі, то слід особливу увагу приділяти розрахункам на міцність по напруженням згину.

При розрахунку тіла зуба на міцність використовують наступну схему: зуб розглядають як консольну балку, яка навантажена на кінці консолі нормальною до поверхні силою q_F [2]. Цей метод визначення напруження згину базується на положеннях опору матеріалу. Такий метод відображає дійсну межу витривалості зуба на злом наближено.

Метод, оснований на гіпотезі А.В. Верховського, згідно якій передбачається, що при пружній деформації зубців плоскими залишаються «ломані» перетини, нормальні до перехідної поверхні біля основи ніжки зубця [3]. Розрахунок по методу ломаних перетинів дає можливість визначати близькі до дійсних місцеві напруження.

Для визначення напружень згину в прямому зубці зубчастого колеса з умовною довжиною зубця в 1мм використовуємо гіпотезу А.В. Верховського про невикривляємість при згині ломаних плоских перерізів, нормальних до перехідної кривої біля основи ніжки зубця.

Розрахункове навантаження прикладаємо біля вершини зубця, тобто вибираємо найнебезпечніший випадок навантаження зубця з точки зору виникнення максимального напруження згину у його основі.

На рис. зображена розрахункова схема зубця.

Перенесемо точку прикладання сили $q_F \left(\frac{H}{\text{мм}} \right)$ (навантаження яке припадає на одиницю довжини зубця, або його ще називають інтенсивність навантаження) на вісь симетрії зубця в точку O і розкладемо цю силу на дві взаємно перпендикулярні складові q_{Ft} та q_{Fr} , $q_{Ft} = q_F \cdot \cos \alpha_x$; $q_{Fr} = q_F \cdot \sin \alpha_x$; де α_x - кут зачеплення.

Через точки A і B з абсцисою y проведемо ломаний перетин ADB , лінії AD і DB які являються слідами площин, нормальних до перехідних поверхонь. Подібний же перетин $A_1D_1B_1$ проведемо через точки A_1 і B_1 з абсцисою $y + dy$. Позначимо точку

перетину ліній AD і A_1D_1 через C і кут між ними – через $d\delta$. Радіус кривини ρ в точці A перехідної кривої визначається величиною відрізка AC . Після прикладання до зубця зусилля q_F в результаті деформації згину силою q_{Ft} перетин ADB , залишається плоским, але буде повернутим відносно свого початкового положення на кут $d\phi$ і займе положення $A'DB'$.

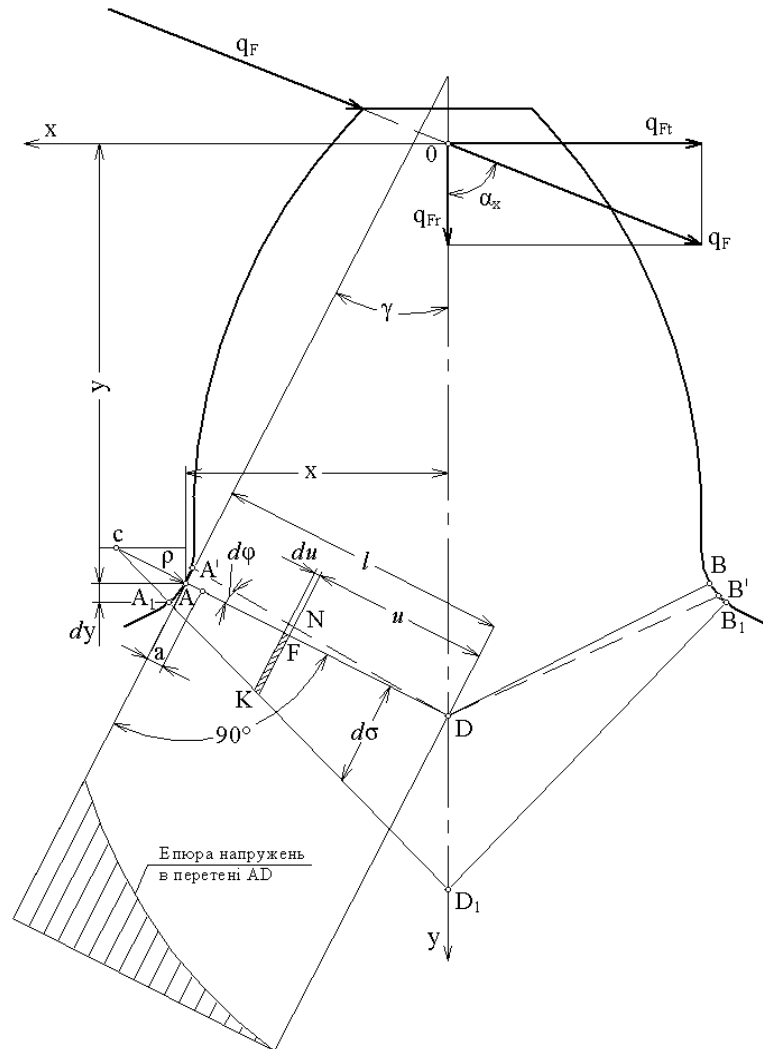


Рисунок – Схема для визначення напружень згину у основі зуба

Довільний елемент $KF = (\rho + l - U) \cdot d\delta$, який знаходиться на відстані U від точки D , отримаємо при цьому видовження $KF = U \cdot d\phi$. Напруження розтягу в елементі KF

$$\sigma = E \frac{FN}{KF} = E \frac{d\phi}{d\delta} \cdot \frac{U}{(\rho + l - U)}. \quad (1)$$

Елементарний момент відносно точки D

$$dM = \sigma \cdot U \cdot dU = E \frac{d\phi}{d\delta} \cdot \left(\frac{U^2 dU}{\rho + l - U} \right).$$

Умова рівноваги системи

$$M = q_{Ft} \cdot OD = 2E \frac{d\phi}{d\delta} \int_0^l \frac{U^2 \cdot dU}{\rho + l - U}.$$

Звідки

$$E \frac{d\varphi}{d\delta} = \frac{M}{2 \cdot \left[(l + \rho) \cdot l + 0,5 \cdot l^2 + (l + \rho)^2 \cdot \ln \left(\frac{\rho}{\rho + l} \right) \right]}.$$

Підставимо цей вираз в формулу (1) і прийmemo $U = l = \frac{x}{\cos \gamma}$, знайдемо напруження в точці А від сили q_{Ft} .

$$\sigma_A = \frac{q \cdot \cos \alpha_x \cdot OD}{x^2} \cdot H = \frac{q_{Ft} \cdot OD}{x^2} \cdot H,$$

де

$$H = - \frac{\cos \gamma}{2 \cdot \left[\frac{3 \cdot \frac{x}{\rho} + 2 \cdot \cos \gamma}{2 \cdot \left(\frac{x}{\rho} \right)^2} + \frac{\left(\cos \gamma + \frac{x}{\rho} \right)^2}{\left(\frac{x}{\rho} \right)^2} \ln \left(\frac{\cos \gamma}{\cos \alpha + \frac{x}{\rho}} \right) \right]}.$$

Напруження від стискаючої сили q_{Fr} також слід було б визначити на основі гіпотези ломаних перетинів. Враховуючи відносно невелику величину стиску, для спрощення розрахунків з достатньою точністю можна прийняти, що це напруження рівномірно розподіляється по перетину ADB:

$$\sigma_{CT} = \frac{q_{Fr}}{2x} \cdot \cos^2 \gamma.$$

Сумарне місцеве напруження на стороні розтягу ($\sigma_A \geq \sigma_{CT}$)

$$\sigma_F = \sigma_A - \sigma_{CT} = q_F \left(\frac{OD \cdot \cos \alpha_x}{x^2} \cdot H - \frac{\sin \alpha_x \cdot \cos^2 \gamma}{2x} \right).$$

Замінімо в цьому виразі інтенсивність навантаження q_F через $\frac{F_t}{b \cdot \cos \alpha_0}$ та помножимо чисельник і знаменник на модуль m , отримаємо

$$\sigma_F = \frac{F_t}{b \cdot m} \cdot \frac{m \cdot (2 \cdot OD \cdot H \cos \alpha_x - x \sin \alpha_x \cos^2 \gamma)}{2x^2 \cos \alpha_0}.$$

Позначимо

$$Y_F = \frac{2 \cdot x^2 \cos \alpha_0}{m \cdot (2 \cdot OD \cdot H \cdot \cos \alpha_x - x \cdot \sin \alpha_x \cdot \cos^2 \gamma)}.$$

Звідси, з урахуванням коефіцієнта навантаження K , Н/мм²,

$$\sigma_F = \frac{F_t \cdot K}{b \cdot m \cdot Y_F},$$

де Y_F - коефіцієнт форми зуба при розрахунку на злом по місцевим напруженням зубців.

При наявності даних про ефективні коефіцієнти концентрації K_σ і теоретичнім коефіцієнті концентрації напружень K_T коефіцієнт форми зуба Y розраховують як

$$Y = Y_F \cdot \frac{K_T}{K_\sigma}.$$

Метод ломаних перетинів дає також можливість визначити напруження згину на деякій глибині під поверхнею. Такий розрахунок характерний для розрахунку зубчастих коліс з поверхневим зміцненням. Якщо напруження на поверхні

$$\sigma_A = E \cdot \varepsilon = E \cdot \frac{l}{\rho} \cdot \frac{d\varphi}{d\delta},$$

то в підкорковому прошарку на глибині a під поверхнею

$$\sigma_a = E \cdot \varepsilon_a = E \frac{d\varphi}{d\delta} \cdot \frac{l-a}{\rho+a} = \frac{l-a}{\rho+a} \cdot \frac{\rho}{l} \cdot \sigma_A.$$

Таким чином, отриманий результат оснований на гіпотезі А.В. Верховського дозволяє зробити розрахунок зубців прямозубих коліс на міцність по напруженням згину більш точно, завдяки чому можна зменшити їх масу, при одночасному збільшенні надійності зубчастої передачі.

Список літератури

1. Банкетов А.Н. Кузнечно-штамповочное оборудование, М.: Машиностроение, 1970. – 602 с.
2. Павлище В.Т. Основы конструирования та розрахунок деталей машин: Підручник. – К.: Вища школа, 1993. – 556 с.
3. Верховский А.В. Гипотеза ломаных сечений и ее применение к расчету стержней сложной конфигурации. Известия Томского политехнического института, т. 61, вып. 1. – Томск: 1947.

Ю. Невдаха, В. Лушников, В. Пукалов, А. Невдаха

Расчет зубьев прямозубых зубчатых колес на прочность по напруженным изгибам с учетом современных методов расчета

Приведенный расчет зубьев прямозубых зубчатых колес на прочность по местным напряжениям изгиба, которые дают более точный результат в отличии от метода расчета по номинальным напряжениям.

Y. Nevdakha, V. Loushnicov, V. Poucalov, A. Nevdakha

Computation of indents of straight indents gear-wheels on durability on by tension of bend taking into account the modern methods of computation

In the article the resulted computation of indents of straight indents gear-wheels on durability by local tensions of bend, which give more exact result unlike the method of computation by nominal tension.

Одержано 04.11.10

УДК 633.521:631.172

А.С. Лімонт, доц., канд. техн. наук

Житомирський національний агроекологічний університет

Закономірності відходу стебел в плутанину при збиранні льону-довгунця комбайнами

Висвітлені втрати волокнистої складової урожаю льону-довгунця при механізованому збиранні. Наведені залежності, що пояснюють механізм відходу стебел в плутанину при збиранні льону-довгунця комбайнами. Узагальнені наукові дані про вплив на відхід стебел в плутанину секундної подачі їх в комбайн, висоти брання та регулювань затискного конвеєра.

льон-довгунець, збирання, механізація, комбайн, солома, втрати, регулювання, закономірність

Постановка проблеми. Прибутковість і рентабельність льонарства визначає крім інших чинників урожайність волокна, як продукція первинної переробки соломи.

Втрати урожаю соломи на завершальному етапі технологічного процесу виробництва льону-довгунця пов'язані із збиральними операціями та використовуваними при цьому машинами і зокрема комбайнами. Ці втрати залежать від ретельності регулювань робочих органів комбайна та визначаються вибором експлуатаційних параметрів і швидкісних режимів роботи машинних агрегатів на збиранні льону-довгунця. У цій статті передбачено з'ясувати деякі з питань проблеми механізованого збирання цієї культури.

Аналіз останніх досліджень та публікацій. Вивчення різних технологій збирання льону-довгунця щодо їх впливу на втрати та якість волокнистої складової урожаю з урахуванням реалізованої продукції (солома, треста чи волокно) показало [8], що порівнювані технології у першому наближенні можна вважати однозначними за досліджуваними і оцінними показниками (коефіцієнт конкордації приймав значення в межах 0,078...0,194 і з ймовірністю 0,95 виявився незначущим). При використанні комбайнів втрати соломи включають втрати із-за невибраних стебел та вибраних, але втрачених. Крім того, втрати соломи зумовлені і відходом стебел в плутанину, їх захльостуванням і обриванням, які супроводжують очісування.

За даними М.Н. Бикова [4], який досліджував режими і якість роботи льонокомбайна ЛК-4Т на збиранні льону-довгунця з густотою стеблостою 1330 шт./м² за середньої висоти стебел 630 мм, на швидкості руху 8,78 км/год при зміні висоти брання від 200 до 330 мм чистота брання змінювалася в межах 99,20...99,74%. Характер зміни чистоти брання залежно від його висоти на вигляд описується випуклою параболою другого порядку з максимумом при висоті 250 мм. При висоті брання 250 мм і підвищенні швидкості руху від 1,64 до 13,60 км/год чистота брання зменшувалася від 99,82 до 99,44% за криволінійною з незначною випуклістю залежністю, яку при відповідній апроксимації можна подати прямою з від'ємним кутовим коефіцієнтом.

Із збільшенням висоти стеблостою від 500 до 900 мм чистота брання льону-довгунця комбайном ЛК-4Т зростала від 97,5 до 99,4, а сумарні втрати соломи за комбайном зменшувалися від 9,2 до 1,9% [13]. За даними цих же дослідників при збиранні льону-довгунця з густотою стеблостою 1513 шт./м² і висотою 700...800 мм з підвищенням швидкості руху комбайна від 5,72 до 9,68 км/год загальні втрати соломи зменшилися від 5,62 до 2,45%, в тому числі невибраними стеблами – від 2,82 до 1,65% та вибраними і втраченими – від 2,80 до 0,80%. Чистота брання льону-довгунця комбайном ЛКВ-4Т за п'ятирічними дослідженнями М.А. Бутка [1] коливалася в межах 98,5...99,4%.

Відхід стебел в плутанину залежить від висоти брання льону-довгунця та швидкості комбайнового агрегату [4]. При очісуванні стебел виникають зусилля, що намагаються висмикнути окремі стебла із струмка пасів затискного конвеєра. Висмикування стебел спричинює збільшення відходу їх в плутанину. Зусилля, що виникають на гребені, залежать від товщини шару стебел між пасами затискного конвеєра. У свою чергу ця товщина залежить від густоти стеблостою перед збиранням, ширини захвату комбайна, його швидкості руху та діаметра стебел. За дослідженнями [3] товщина шару стебел в затискному конвеєрі коливається в межах 6...16 мм. Із збільшенням цієї товщини при зміні її у вказаних межах зусилля на гребені зростає від 300 до 850 Н. Зусилля висмикування стебел залежать від тиску натискного ролика на робочу вітку верхнього паса затискного конвеєра та товщини шару стебел. Значення тиску регулюють в межах 250...850 Н. За [12] із зменшенням маси стебла від 1,0 до 0,5 г та із збільшенням кількості стебел та 1 м довжини затискного конвеєра від 3300 до 6600 стебел максимальне зусилля на гребені зростає від 620 до 960 Н. За одного і того ж тиску ролика зусилля висмикування одиничного стебла, що розміщене усередині шару, зменшується із збільшенням товщини цього шару. Зусилля висмикування змінюється від 2,5 до 40 Н і менші значення характерні при збиранні прямостоячого

стеблостою, а більші – полеглою. Величина зусилля, що утримує стебло від висмикування з прошарку між пасами затискного конвеєра, залежить від тиску в струмку прошарку і профілю пасів. Найбільш надійно затиснені стебла за шести виступів на двох профільованих, що стикаються, пасах і тиску 80 Н/см. Це значення тиску прийнято за мінімально допустиме, за якого практично не можливе висмикування стебел із затиску пасів [5].

Для зменшення пошкодження стебел при очісуванні необхідно зменшувати «мертву зону» в очісувальній камері, тобто відстань між затиском стебел в пасах затискного конвеєра і входом зубів гребенів барабана в шар стебел та число і швидкість прочісування. Зменшити «мертву зону» можна вибором відповідної висоти брання та зменшенням нахилу зубів на гребнях очісувального барабана.

Щоб уникнути обривання стебел в момент входження зубів в очісувану стрічку, зуби не повинні мати гострих граней та плавно входити в стрічку. Таке можна забезпечити за умови, що кут між швидкістю кінця зуба в момент його дотику зі стрічкою і площиною стрічки був в межах не менше 40° і не більше 80° [15].

Ширина паса затискного конвеєра, що дорівнює в сучасних льонозбиральних комбайнах 135 мм, визначає затискання стебел між профільованими пасами, що унеможливорює висмикування стебел при очісуванні коробочок, а отже і відхід стебел в плутанину.

Зменшенню відходу стебел в плутанину, уникненню їх захльостування на зуби та обривання сприяє дотримання відповідного нахилу стебел, що виникає при їх прочісуванні у зв'язку з різними траєкторіями руху зубів гребеня і затискного конвеєра, які розміщені під кутом 90°. Для з'ясування механізму втрат соломи при очісуванні стебел доцільно проаналізувати їх висмикування із пасів затискного конвеєра, відхилення із-за різних траєкторій руху затискного конвеєра і зубів гребенів очісувального барабана та завантаження затискного конвеєра.

Мета дослідження полягала у підвищенні ефективності використання льонозбиральних комбайнів шляхом пізнання змісту втрат соломи при очісуванні стебел за їх відходом в плутанину. *Завдання дослідження*: 1) проаналізувати розрахункові залежності, що визначають вплив конструктивних параметрів складових очісувального апарата та режимів його роботи і розмірів стебел льону-довгунця на фактори, які спричиняють їх відхід в плутанину; 2) з'ясувати зв'язок завантаження затискного конвеєра стеблами з характеристиками стеблостою льону-довгунця та експлуатаційними параметрами і швидкісним режимом роботи льонозбирального комбайна; 3) узагальнити вплив на відхід стебел в плутанину секундної їх подачі в комбайн, висоти брання та зусилля висмикування стебел із затискного конвеєра.

Об'єкт та методика досліджень. Об'єктом дослідження слугував процес очісування стебел в очісувальному апараті льонозбирального комбайна та явища, що супроводжують його. Методика дослідження базувалася на використанні розрахунково-теоретичних передумов, які висвітлюють вплив конструктивних параметрів складових очісувального апарата та режимів його роботи і розмірів стебел льону-довгунця на явища, що супроводжують очісування стебел і характеризують ефективність функціонування льонозбирального комбайна. Оцінювання завантаження очісувального апарата оброблюваним матеріалом здійснено з використанням елементів аналізу технологічного процесу збирання льону-довгунця комбайнами. Для з'ясування кількісних закономірностей зміни відходу стебел в плутанину залежно від секундної їх подачі в комбайн, висоти брання льону-довгунця та зусилля висмикування стебел при їх очісуванні із проміжку між пасами затискного конвеєра використані експериментальні дані М.Н. Бикова [3, 4]. Обробка зібраних даних здійснена за допомогою методів кореляційно-регресійного аналізу з використанням пакетів стандартних комп'ютерних програм, а виявлені закономірності подані графічно та відповідними рівняннями.

Результати досліджень. Сила тертя, що утримує стебла при спробі висмикнути їх гребенями очісувального барабана із пасів затискного конвеєра, залежить від сили тиску на одне стебло, яка виникає в струмку пасів [15]:

$$F = \{2q_n d_c \exp[f_{\text{л}} \beta_{\text{к}} (n_{\text{пв}} - 0,5)] - 1\} / [\beta_{\text{к}} (n_{\text{пв}} - 0,5)], \quad (1)$$

де q_n – інтенсивність розподілу навантаження вздовж струмка (інтенсивність навантаження між пасами), Н/см, $q_n = 243 \dots 270$ Н/см;

d_c – діаметр стебла, см;

e – основа натуральних логарифмів;

$f_{\text{л}}$ – коефіцієнт тертя льону по льону;

$\beta_{\text{к}}$ – кут контакту профільного виступу верхнього паса затискного конвеєра зі стеблами, $\beta_{\text{к}} < 35 \dots 40^\circ$;

$n_{\text{пв}}$ – число профільних виступів, $n_{\text{пв}} = 3$.

У формулі (1) вираз $q_n d_c$ являє силу тиску на одне стебло по довжині струмка. Сила тертя має бути неменша сили P_c , що необхідна для обривання верхньої частини стебла. Якщо буде навпаки, то при очісуванні коробочок стебло виявиться висмикненим із затиску в струмку пасів затискного конвеєра.

Із збільшенням діаметра стебла сила тиску на одне стебло зростає, а питоме навантаження (Н/см) між пасами зменшується [15]. Тому результативність регулювання натягу пасів затискного конвеєра та тиску натискного ролика може бути підвищена за меншого варіювання діаметра стебел, що поступають у комбайн і відповідно в затискний конвеєр та на очісування коробочок.

Кут θ нахилу стебел при їх прочісуванні залежить від геометричних і кінематичних параметрів очісувального барабана, швидкості руху затискного конвеєра та довжини стебла [7], що визначають функціонування очісувального апарата комбайна. За розробками М.І. Кльоніна [7] цей кут можна визначити із залежності:

$$\text{tg} \theta = \frac{2R \arccos(h/R)}{(c + R + l \sin \gamma + \sqrt{R^2 - h^2}) \lambda_{\text{об}}}, \quad (2)$$

де R – радіус очісувального барабана по осях гребенів (радіус кола, яке описують точки зубів гребенів очісувального барабана), мм;

h – відстань від лінії стебел у стрічці затискного конвеєра до осі кола обертання кінця зуба, мм;

c – зміщення кола очісувального барабана від затискного конвеєра, мм;

l – довжина зуба, мм;

γ – кут відхилення зуба від вертикалі, град;

$\lambda_{\text{об}}$ – показник кінематичного режиму очісувального барабана (відношення колової швидкості очісувального барабана або що те ж швидкості руху зуба $v_{\text{кб}} = R \omega_{\text{б}}$ до швидкості затискного конвеєра $v_{\text{зк}}$);

$\omega_{\text{б}}$ – кутова швидкість обертання очісувального барабана, рад/с.

Залежно від марки льонокомбайна $v_{\text{кб}} = 7,4 \dots 9,4$ м/с, а $v_{\text{зк}} = 1,39 \dots 1,82$ м/с. В комбайні ЛКВ-4Т $\lambda_{\text{об}} = 4,5$, а $\theta = 10^\circ$. При збільшенні кута θ можливе захльостування стебел на зуби та їх обривання, що викликає намотування стебел на гребені очісувального барабана. Дослідами встановлено, що при кутах $\theta \leq 15^\circ$ і коловій швидкості барабана $v_{\text{кб}} = 7$ м/с захльостування стебел не спостерігається [7].

У працях проф. Г.А. Хайліса [15] та колективних за ред. проф. Д.Г. Войтюка [11] і проф. М.І. Черновола [10] наведені дещо інші залежності для визначення кута відхилення стебел внаслідок сумісної дії на стрічку льону-довгунця зубів барабана і затискного конвеєра, що відбувається назад в напрямку швидкості руху останнього.

За розробками Г.А. Хайліса [15] кут відхилення стебел рекомендовано визначати із залежності:

$$\sin\theta = \frac{S}{l_{\text{оч}} + b} \approx \frac{v_{\text{зк}} \cdot 2\beta}{\omega_{\text{об}}(l_{\text{оч}} + b)} = \frac{R2\beta}{\lambda_{\text{об}}(l_{\text{оч}} + b)}, \quad (3)$$

де S – переміщення пригузиревої частини стебла затискним конвеєром, що відповідає моменту виходу зуба із стрічки при її прочісуванні;

$l_{\text{оч}}$ – довжина очісуваної частини стебла, максимальне значення якої дорівнює довжині зони очісування;

b – довжина «мертвої зони», що визначає відстань від передньої границі струмка затискного конвеєра до точки входу зуба в стрічку при її прочісуванні;

$v_{\text{зк}}$ – швидкість пасів затискного конвеєра;

2β – кут повороту зуба, що визначає довжину зони очісування.

Із надійності (3) випливає, що за всіх інших умов із збільшенням показника кінематичного режиму кут відхилення стебел θ зменшується.

У праці [11] залежність для визначення кута відхилення стебел має вигляд:

$$\text{tg}\theta = v_{\text{зк}} D_{\text{об}} \arcsin(a/D_{\text{об}}) / [v_{\text{кб}}(a + b)], \quad (4)$$

де $D_{\text{об}}$ – діаметр очісувального барабана по осях гребенів;

a – довжина зони очісування;

$v_{\text{кб}}$ – швидкість колового руху зубів очісувального барабана.

За [11] відхилення стебел при очісуванні на кут $\theta < 19^\circ$ не спричинює їх заплутування та обривання.

Науковці [7, 10] для визначення кута відхилення стебел наводять залежність:

$$\text{tg}\theta = v_{\text{зк}} t_{\text{оп}} / (a + b), \quad (5)$$

де $t_{\text{оп}}$ – тривалість одного прочісування стрічки гребенями очісувального барабана.

Кількість стебел, що надходять в комбайн і відповідно транспортуються затискним конвеєром та попадають в очісувальну камеру за 1 с, визначають за формулою:

$$q_{\text{ст}} = v_{\text{р}} b_{\text{р}} \Gamma_{\text{ст}} / 3,6, \quad (6)$$

де $q_{\text{ст}}$ – секундна подача стебел, стебел за с (ст./с);

$b_{\text{р}}$ – робоча ширина захвату комбайна, м;

$\Gamma_{\text{ст}}$ – густина стеблостою перед збиранням, шт./м².

За результатами опрацювання експериментальних даних М.Н. Бикова [4] зміну відходу стебел в плутанину $B_{\text{сп}}$ (%) залежно від секундної подачі стебел в комбайн $q_{\text{ст}}$, що змінювалася від 921 до 7637, можна описати рівнянням увігнутої параболи другого порядку вигляду:

$$B_{\text{сп}} = 0,597 - 1,427 \cdot 10^{-4} q_{\text{ст}} + 1,547 \cdot 10^{-8} q_{\text{ст}}^2 \text{ при } R^2 = 0,922. \quad (7)$$

Дослідження рівняння (7) на екстремум показало, що відхід стебел в плутанину мінімізується за секундної подачі 4612 стебел. Зміна секундної подачі стебел в комбайн викликає відповідні зміни в товщині шару стебел в струмку пасів затискного конвеєра. З товщиною цього шару пов'язують зміну стискання шару стебел пасами затискного конвеєра [3]. При незначному стисканні можливе висмикування стебел, а при значному – їх обривання, що і в першому і другому випадку [3] викликає збільшення відходу стебел в плутанину.

За технічною характеристикою комбайна ЛК-4Т межа регулювання висоти брання коливається від 150 до 400 мм. При збільшенні висоти брання в цих межах відхід стебел в плутанину зменшується за законом нерівнобічної гіперболи вигляду:

$$B_{\text{сп}} = 134,81 / h_{\text{б}} - 0,294 \text{ при } R^2 = 0,954, \quad (8)$$

де $h_{\text{б}}$ – висота брання, мм.

Із збільшенням зусилля висмикування стебла з їх шару в струмку пасів затискного конвеєра в досліджуваних межах відхід стебел в плутанину зменшується за законом нерівнобічної гіперболи вигляду:

$$B_{\text{сп}} = 11,376 / F_{\text{вс}} + 0,552 \text{ при } R^2 = 0,894, \quad (9)$$

де $F_{\text{вс}}$ – зусилля висмикування стебла з їх шару в струмку пасів затискного конвеєра, Н.

В залежностях (7...9) R^2 – статистика, що оцінює ступінь наближення експериментальних значень відходу стебел в плутанину до відповідних значень цієї ознаки, що одержані в результаті апроксимації певною функцією.

На рисунку наведені графіки зміни відходу стебел в плутанину залежно від секундної їх подачі в комбайн, висоти брання та зусилля висмикування стебла із струмку пасів затискного конвеєра. При побудові кривих 1 і 2 використана інформація, що наведена у [4], а кривої 3 – що наведена у [3]. Крива 3, що на рисунку інтерпретує зміну відходу стебел в плутанину залежно від зусилля їх висмикування, відповідає висоті брання 250 мм. Із зменшенням висоти брання гіперболічні криві $B_{\text{сп}} = f(F_{\text{вс}})$ зрушуються праворуч від початку координат, а із збільшенням – ліворуч, тобто наближаються до початку координат. Така зміна залежностей $B_{\text{сп}} = f(F_{\text{вс}})$ свідчить про те, що за одного і того ж зусилля висмикування із збільшенням висоти брання відхід стебел в плутанину зменшується. Це М.Н. Биков [4] пояснює тим, що зменшується кількість стебел, які за більш низького брання проходять при очісуванні ближче до очісувального барабана та частково затискаються в пасах затискного конвеєра.

За агрономічними [3] відхід стебел в плутанину не повинен перевищувати 3%. За вільним членом гіперболічного рівняння (9), що є його асимптотою, зміною зусилля висмикування можна досягти граничного зменшення відходу стебел в плутанину, що становить 0,55%. Наближення кривої $B_{\text{сп}} = f(F_{\text{вс}})$ до асимптотичного значення $B_{\text{сп}}$ спостерігається за значень $F_{\text{вс}}$, що перевищують 25 Н. Тому в реальних умовах використання комбайнів за дослідженнями [3] таких зусиль висмикування стебел досягають за регулювання тиску натискного ролика в межах 500...800 Н. Зусилля, що витрачається на очісування одного стебла за один прохід, залежно від маси стебла та їх кількості на 1 м затискного конвеєра коливається в межах 0,248...0,606 Н [12]. За даними [6] зусилля на відрив коробочки становить 3 Н, а розривне зусилля одного стебла – 30...50 Н.

Дослідження М.Н. Бикова [2] показали, що за середніми даними із збільшенням діаметра стебла від 0,8 до 2,0 мм зусилля розриву свіжовибраного стебла за відносної вологості 45% зростає від 37,2 до 48,2 Н. Найбільш міцною є середня частина стебла (зусилля розриву 45,1 Н), потім йде нижня (38,0 Н) і верхня частина стебла (37,2 Н). Зусилля розриву нижньої частини стебла у 1,25 раза менше, ніж в середній частині. М.Н. Биков вказує, що менша міцність нижньої частини стебел є однією з причин обривання їх при очісуванні і відході в плутанину.

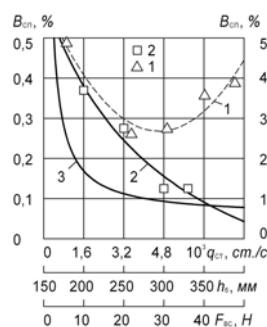


Рисунок – Зміна відходу стебел в плутанину $B_{\text{сп}}$ (ліва шкала) залежно від секундної їх подачі $q_{\text{ст}}$ (1) в комбайн і висоти брання $h_{\text{б}}$ (2) та вплив зусилля висмикування стебла $F_{\text{вс}}$ (3) із затискного конвеєра на відхід стебел в плутанину $B_{\text{сп}}$ (права шкала)

Висновки. Втрати соломи льону-довгунця із-за відходу стебел в плутанину, що супроводжують очісування коробочок в льонозбиральних комбайнах, зумовлені висмикуванням стебел з проміжку між пасами затискного конвеєра, різними траєкторіями руху його і зубів гребеня очісувального барабана та кутом між швидкістю кінця зуба в момент його дотику зі стрічкою і її площиною. Із збільшенням зусилля висмикування стебел із пасів затискного конвеєра і висоти брання льону-довгунця відхід стебел в плутанину зменшується за законом нерівнобічної гіперболи. Зміна відходу стебел в плутанину залежно від секундної їх подачі в комбайн описується увігнутою параболою другого порядку. Вказані закономірності слід враховувати при виборі швидкості руху комбайнового агрегату та його ширини захвату з урахуванням густоти стеблостою перед збиранням льону-довгунця.

Напрямок подальших розвідок на нашу думку має бути зосереджений на з'ясуванні закономірностей, що можуть бути використані при оптимізації пропускної спроможності льонозбирального комбайна.

Список літератури

1. Бутко М.А. Исследования, разработка и внедрение комбайновой технологии уборки льна-долгунца с приготовлением тресты на льнозаводах: доклад, обобщающий содержание опубликованных работ, представленных на соискание ученой степени канд. с.-х. наук (по совокупности): спец. 06.538 «Сельское хозяйство (растениеводство)» / М.А. Бутко. – Пермь: 1972. – 72 с.
2. Быков Н.Н. Обоснование выбора типа ручья зажимного транспортера льнокомбайна / Н.Н. Быков // Тр. Всесоюз. ордена Трудового Красного Знамени НИИ льна: экономика, механизация льноводства, первичная обработка льна. – Торжок: 1974. – Вып. 12. – С. 97 – 104.
3. Быков Н.Н. Регулировка зажимного транспортера льнокомбайна / Н.Н. Быков // Лен и конопля. – 1970. – № 6. – С. 28 – 29.
4. Быков Н.Н. Режимы и качество работы льнокомбайна / Н.Н. Быков // Лен и конопля. – 1969. – № 5. – С. 29 – 30.
5. Быков Н.Н. Физико-механические свойства стеблей льна-долгунца при растяжении / Н.Н. Быков // Тр. Всесоюз. ордена Трудового Красного Знамени НИИ льна: экономика, механизация льноводства, первичная обработка льна. – Торжок: 1974. – Вып. 12. – С. 65 – 72.
6. Дідух В.Ф. Збирання та первинна переробка льону-довгунця: монографія / Дідух В.Ф., Дударев І.М., Кірчук Р.В. – Луцьк: Ред.-вид. відділ ЛНТУ, 2008. – 215 с.
7. Кленин Н.И. Сельскохозяйственные и мелиоративные машины. Элементы теории рабочих процессов, расчет регулировочных параметров и режимов работы: учеб. по спец. «Механизация с. х.» / Н.И. Кленин, В.А. Сакун. – М.: Колос, 1980. – 671 с.
8. Лімонт А.С. Про технологію збирання льону-довгунця в центральному Поліссі України / А.С. Лімонт // Механізація і електрифікація с. г. – К.: Урожай, 1974. – Вип. 28. – С. 99 – 107.
9. Лёноуборочные машины / [Г.А. Хайлис, Н.Н. Быков, В.Н. Бухаркин и др.]. – М.: Машиностроение, 1985. – 232 с.
10. Сисолін П.В. Сільськогосподарські машини: теоретичні основи, конструкція, проектування: навч. посіб. / Сисолін П.В., Рибак Т.І., Сало В.М.; за ред. М.І. Черновола // Кн. 2. Машини для рільництва. – К.: Урожай, 2002. – 364 с.
11. Сільськогосподарські машини. Основи теорії та розрахунку: підр. для підготовки фахівців з напряму «Механізація та електрифікація с. г.» / [Д.Г. Войтюк, В.М. Барановський, В.М. Булгаков та ін.]; за ред. Д.Г. Войтюка. – К.: Вища освіта, 2005. – 464 с.
12. Справочник конструктора сельскохозяйственных машин: в 4 т. / [под ред. Клецкина М.И.]. – М.: Машиностроение, 1969. – Т. 3. – 1969. – 744 с.
13. Сулима Л.А. Результаты исследований работы серийных льноуборочных машин в условиях Северо-Запада / Л.А. Сулима, О.Я. Дюргеева // Научно-исследовательский и проектно-технологический ин-т механизации и электрификации с. х. Северо-Запада: науч. тр. – Л.: 1971. – Вып. 8. – С. 99 – 103.
14. Хайліс Г.А. Механіка рослинних матеріалів: [навч. посіб. для студ. вищ. навч. закл.] / Г.А. Хайліс, Ю.В. Федорусь. – Луцьк: РВВ Луцького держ. техніч. ун-ту, 2004. – 302 с.
15. Хайлис Г.А. Основы теории и расчета сельскохозяйственных машин: [учеб. пособ. для студ. высш. учеб. завед. по спец. «Механизация с. х.»] / Хайлис Г.А. – К.: Изд-во УСХА, 1992. – 238 с.

А. Лимонт

Закономерности отхода стеблей в путанину при уборке льна-долгунца комбайнами

Освещены потери волокнистой составляющей урожая льна-долгунца при механизированной уборке. Приведены зависимости, объясняющие механизм отхода стеблей в путанину при уборке льна-долгунца комбайнами. Обобщены научные данные о влиянии на отход стеблей в путанину секундной подачи их в комбайн, высоты теребления и регулировок зажимного конвейера.

A. Limont

The regularities of stalk getting to tangled mess when harvesting fiber flax by combines

The paper deals with the losses of the yield fibrous component under mechanized harvesting. It presents characteristics which explain the mechanism of stalk getting to tangled mess when harvesting fiber flax by combines. The author summarizes scientific data concerning the influence of the stalk feed per second into the combine, the height of pulling and the clumping conveyor adjustments on stalk getting to tangled mess.

Одержано 13.12.11

УДК 621.313

Л.А. Білявський, М.Л. Білявський, канд. техн. наук

Дочірня компанія «Укртрансгаз» Національної акціонерної компанії «Нафтогаз України»

Модернізація теплоенергетичної промисловості шляхом впровадження машин для одночасної генерації теплової та електричної енергії

В статті розглянуто сучасний стан теплоенергетичної промисловості, встановлені основні шляхи модернізації даної галузі.

теплоенергетична промисловість, одночасна генерація, енергетичні ресурси, когенераційні технології

Основним направленням розвитку вітчизняної промисловості є розвиток нових або вдосконалення вже існуючих енергозберігаючих технологій з метою зменшення собівартості випускаємої продукції та підвищення продуктивності машин призначених для генерації теплової та електричної енергії. Сучасний стан обладнання енергопостачальних підприємств не дає можливості раціонально використовувати паливно-енергетичні ресурси, що призводить до низького коефіцієнту корисної дії залучених машин та рентабельності виробничого процесу в цілому. Це пов'язано з тим, що в найближчі роки наступає термін виведення з експлуатації основних енергогенеруючих машин, які були побудовані в кінці минулого століття. Особливо актуальна така проблема для комунальної теплоенергетики, де експлуатується 26430 котелень із критичним технічним станом обладнання і забезпечується тепловою та електричною енергією близько 55 % житлового фонду та установ бюджетної сфери [1-3,17-19,23]. Посилює енергетичну залежність теплоенергетичної промисловості і той факт, що переважна кількість генеруючого обладнання працює на природному газі, який імпортується. Тому вкрай актуальним загальнодержавним завданням є модернізація теплоенергетичної промисловості з метою раціонального використання паливних ресурсів та підвищення ефективності даної галузі в цілому.

Мета роботи. Дана робота пов'язана із Законом України №1869 від 24.06.2004 р. «Про загальнодержавну програму реформування і розвитку житлово – комунального

господарства на 2004 – 2014 рр.» та постановами Кабінету Міністрів України №682 від 20.05.2009 р. «Про заходи з модернізації теплопостачання», №1216 від 04.11.2009 р. «Про державну цільову програму модернізації комунальної теплоенергетики України», №465 від 07.05.2008 р. «Про створення Міжвідомчої групи з розроблення Національної стратегії теплозабезпечення», а також програмою Кабінету Міністрів “Україна - 2010” (проект 4 – “Технологічне та технічне оновлення виробництва”) і ставить за мету провести аналіз сучасного стану теплоенергетичної промисловості України та встановити основні шляхи модернізації даної галузі.

Комунальна теплоенергетика України розвивалась за залишковим принципом, що призвело до критичного технічного стану більшості відповідальних об’єктів вітчизняної комунальної теплоенергетики [1,2]. Такий технічний стан обладнання призводить до перевитрат палива при виробництві, транспортуванні та споживанні енергетичних ресурсів. Тому на сьогоднішній день проводиться активна державна політика в напрямку модернізації комунальної теплоенергетики з метою підвищення економічної та енергетичної її ефективності.

Для виконання якої, перед науковими працівниками провідних науково – дослідних установ, фахівцями вітчизняної теплоенергетичної та машинобудівної промисловості поставлені наступні завдання [1]:

- вдосконалити законодавчо – правову та нормативно – технічну бази;
- створити сприятливі умови для реалізації інвестиційних та інноваційних проектів;
- впровадити прогресивні технічні рішення, щодо вдосконалення технологічного процесу виробництва енергетичних ресурсів;
- підвищити рівень кваліфікації кадрів задіяних безпосередньо у виробничому процесі генерації енергетичних ресурсів;

Над формуванням наукових основ та підходів для розв’язанням перерахованих задач сьогодні плідно працюють спеціалісти провідних наукових установ Національної академії наук України: Інституту технічної теплофізики, Інституту газу, Інститут проблем моделювання в енергетиці ім. Г.Є. Пухова, Інституту вугільних енерготехнологій, Інституту відновлювальної енергетики, Інституту проблем машинобудування ім. А.М. Підгорного, Інституту магнетизму технічних об’єктів, а також Національної академії будівництва та архітектури, Державної академії житлово–комунального господарства, тощо.

В ході розробки спеціалістами Інституту технічної теплофізики НАН України проекту «Програма модернізації комунальної теплоенергетики України» були чітко сформовані основні напрямки інноваційної технічної та технологічної політики в сфері комунальної теплоенергетики [1]: реконструкція малоефективних опалювальних котлів; застосування пальникових пристроїв, що забезпечують якісне спалювання газу; обладнання котелень ефективними утилізаторами теплоти вихідних продуктів згорання; встановлення когенераційних машин; використання вторинних енергетичних ресурсів; застосування сучасних пристроїв автоматизації та диспетчеризації виробничого процесу; використання сонячної та вітрової енергії для потреб теплопостачання; вдосконалення методів та приладів для фіксації стану втрат енергетичних ресурсів, утеплення будівель, тощо. При розробці згаданих вище напрямків інноваційної технічної та технологічної політики в сфері теплоенергетики був детально вивчений досвід з виконання аналогічних програм з впровадження енергозберігаючих технологій у повсякденне життя країн Європи (Німеччина, Швеція, Данія та інші) та країн спілки незалежних держав (Росія, Білорусія). Слід зауважити, що чітка реалізація програми модернізації комунальної теплоенергетики України дасть змогу підвищити енергоефективність галузі щонайменше на 10 – 12 %, зменшити капіталовкладення і наблизитись до вимог Європейського Союзу щодо питомих витрат

на вироблення енергетичних ресурсів та інших показників ефективності енергозберігаючих технологій. Як свідчить досвід авторів [3-5], на сьогоднішній день питомі витрати на вироблення теплової енергії надто високі і становлять понад 160 кг. у.п. на 1 Гкал теплоти, що призводить до економії енергетичних ресурсів та порушення термінів початку і закінчення опалювального сезону, тощо. Таке становище констатує той факт, що у комунальній теплоенергетичній галузі щільно переплелись техніко – технологічні, екологічні, економічні та соціальні проблеми. Враховуючи приділення особливої уваги вітчизняної та світової наукової спільноти питанням когенераційних технологій [1-29], автором передбачається, що детальне вивчення сучасних технологій когенерації (рис. 1) та основних типів машин для її реалізації у виробничих умовах комунальної теплоенергетики дасть можливість частково вирішити згадані вище проблеми.



Рисунок 1- Класифікація технологій одночасної генерації теплової та електричної енергії

Базуючись на роботах [1-29] слід виділити основні частини будь – якої машини для когенерації теплової та електричної енергії, які детально представлені на рис. 2.

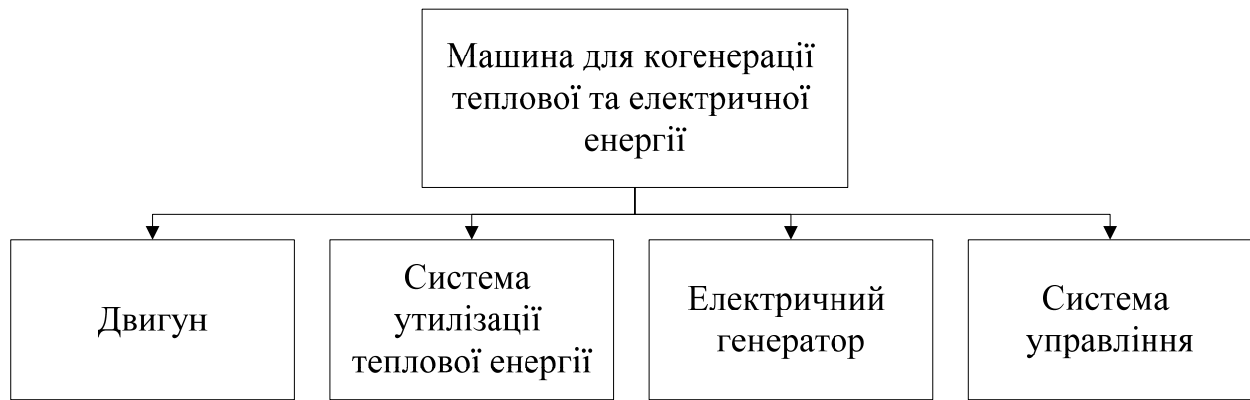


Рисунок 2 - Основні частини машини для одночасної генерації теплової та електричної енергії

На підставі аналізу літературних джерел [23-29] з метою повної характеристики машини, що приймає участь в реалізації технології одночасної генерації теплової та електричної енергії, були визначені основні показники ефективності її роботи.

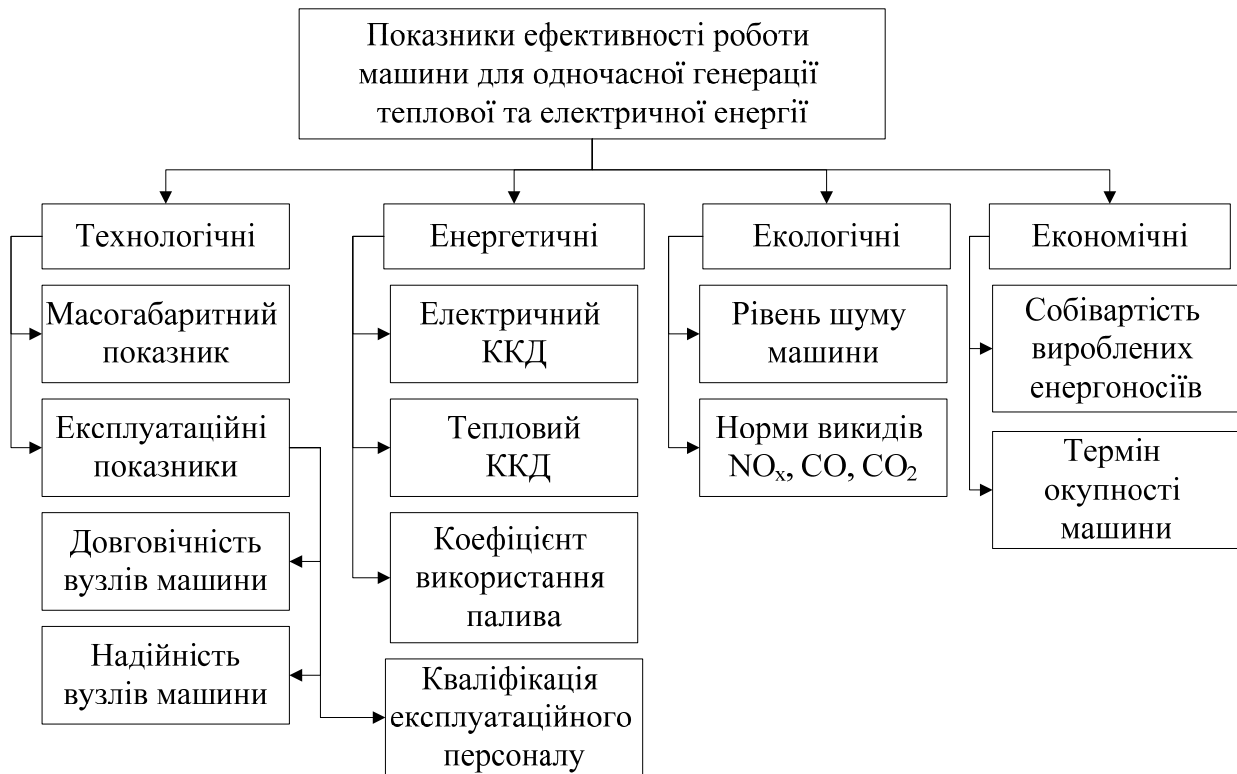


Рисунок 3 - Показники ефективності роботи машин для одночасної генерації теплової та електричної енергії

Встановлені показники ефективності роботи машини для виробництва теплової та електричної енергії (рис. 3) можуть бути використані в подальших дослідженнях, як основні техніко – економічні показники, які визначають рентабельність запроєктованої машини. З проведеного аналізу технологій одночасної генерації теплової та електричної енергії (рис. 1) слід зробити висновок про те, що найбільш прогресивним напрямком розвитку енергозберігаючих технологій та машин для їх реалізації є детальне вивчення існуючого потенціалу двигуна внутрішнього згорання. В підтвердження актуальності розвитку машин для когенерації теплової та електричної енергії на базі двигуна внутрішнього згорання служать результати роботи [3], які формують науково-технічну базу для розробки та дослідження нового класу комбінованих машин - інтегрованих

систем комплексного енергопостачання на базі когенераційних установок малої потужності й альтернативних джерел енергії. Крім того автором виконано порівняльний аналіз перспективних напрямків підвищення ефективності систем енергопостачання на базі установок когенерації малої потужності. Одночасно в роботі [23] відображено наукові основи обґрунтування ефективності когенераційних схем і машин на базі поршневих теплових двигунів. Крім того, висвітлено основні переваги та недоліки застосування децентралізованих когенераційних джерел енергозабезпечення, показано динаміку збільшення когенераційних потужностей в європейському співтоваристві у зв'язку зі стійкою тенденцією до збільшення виробництва та споживання енергії. Відома установка [8] складається з газопоршневого двигуна з електрогенератором, охолоджувачами наддувочної газоповітряної суміші, мастила й води внутрішнього контуру двигуна, теплового насосу, теплообмінника-утилізатора теплоти димових газів двигуна, системи трубопроводів і газоходів. Недоліками даної установки є необхідність застосування окремого теплового насосу з приводом від газопоршневого двигуна або з електроприводом, та неможливість використання установки для роботи на газі метані. Слід відзначити, що у роботах [3-29] не розглядається можливість використання відпрацьованих газів в якості робочого тіла циліндрів двигуна внутрішнього згорання. Розвиток таких питань визначають прогресивний напрямок підвищення коефіцієнта корисної дії машини для одночасної генерації теплової та електричної енергії.

Висновок. Проведений аналіз сучасного стану теплоенергетичної промисловості України дозволив встановити основні напрямки модернізації даної галузі, встановити найбільш оптимальні технології одночасної генерації (когенерації) теплової та електричної енергії, а запропонувати власний підхід до розробки прогресивних конструкцій машин. Отже, для формування наукових основ розробки машин на базі двигуна внутрішнього згорання для одночасної генерації теплової та електричної енергії слід провести аналіз існуючих принципів проектування і моделювання роботи, сучасних способів забезпечення надійності та довговічності відповідальних вузлів двигуна внутрішнього згорання та його екологічності.

Список літератури

1. Долінський А.А., Басок Б.І., Чайка О.І., Базєєв Є.Т. Концепція (проект) державної науково – технічної програми «Комплексна модернізація комунальної теплоенергетики України» // Вісн. НАН України. - 2007. - №7. - С. 22-37.
2. Энергосбережение в Украине: проблемы и пути решения / И.Н. Карп // Экотехнологии и ресурсосбережение. — 2004. — № 4. — С. 3-13.
3. Баласанян Г.А. Ефективність перспективних інтегрованих систем енергозабезпечення на базі установок когенерації малої потужності: дис. докт. техн. наук: 05.14.06. - Одеса, 2007. - 356 с.
4. Бабієв Г.М., Бабієва Л.Г., Бабієва А.Г., Дероган Д.В., Клименко В.М., Мазур О.І., Овчіннікова Л.М., Руднік А.А. Спосіб будівництва магістральних газопроводів при використанні когенераційних технологій. Деклараційний патент на винахід №62140, 15.12.2003, бюл. №12.
5. Беляев Л.С., Воропай Н.И., Кошечев Л.А. и др. Долгосрочные тенденции развития электроэнергетики мира и России //Изв. РАН. Энергетика, 2004, № 1, с. 3-13.
6. Білека Б.Д., Гаркуша Л.К. Спосіб комбінованого вироблення теплової та електричної енергії. Деклараційний патент на корисну модель №10167, 15.11.2005, бюл. №11.
7. Білека Б.Д., Гаркуша Л.К. Спосіб комбінованого вироблення теплової та електричної енергії і установка для його здійснення. Деклараційний патент на корисну модель №78425, 15.03.2007, бюл. №3.
8. Бойчук В.В., Голеншин В.В. Когенераційна установка. Деклараційний патент на корисну модель № 43561, 25.08.2009, бюл. № 16.
9. Булат А.Ф., Чемерис І.Ф., Оксень Ю.І., Радюк М.В. Когенераційна система з використанням тепла енергетичних об'єктів. Деклараційний патент на корисну модель №39694, 10.03.2009, бюл. №5.
10. Детандер-генераторная установка / Ю.М. Архаров, А.Ю. Архарова, В.С.Агабабов, А.В.Корягин // Патент на пол. мод. №39937 РФ, МПК 7 F 25 B 11/02, F 01K 27/00 по заявке №2004110563/22 от 08.04.2004 Опубл. 20.08.2004 Бюлл. №1

11. Долінський А.А., Басок Б.І., Шурчков А.В., Резакова Т.А., Коломейко Д.А. Геотермальная когенерационная газопаротурбинная теплонасосная установка. Декларационный патент на полезную модель №21102, 15.02.2007, бюл. №2
12. Долінський А.А., Федоров С.Д., Білека Б.Д., Гаркуша Л.К. Способ комбинированного производства тепловой и электрической энергии. Декларационный патент на полезную модель №38810, 26.01.2009, бюл. №2
13. Долинский А.А., Шурчков А.В., Резакова Т.А., Геотермальные когенерационные установки для автономного электро- и теплоснабжения // Промышленная теплотехника. - 2004, N3, т. 26, с. 62-67.
14. Долинский А.А., Коломейко Д.А., Горохов М.И., Резакова Т.А., Термодинамический цикл геотермальной когенерационной установки// Промышленная теплотехника. - 2004, N4.
15. Долинский А.А., Шурчков А.В., Резакова Т.А., Когенерационная установка на основе геотермальных энергоносителей// Промышленная теплотехника. - 2004, N3, т. 26, с. 62-67.
16. Долинский А.А., Шурчков А.В., Резакова Т.А. Когенерационная установка на основе геотермальных энергоносителей // Промышленная теплотехника. - 2005. - Т.27. - №1. - С.73 - 78.
17. Энергетика XXI века: Условия развития, технологии, прогнозы / Л.С.Беляев, А.В. Лагерева, В.В. Посекалин; Отв. ред. Н.И.Воропай. Новосибирск: Наука, 2004, 386 с.
18. Еремин Л.М. О роли локальных генерирующих источников небольшой мощности на рынке электроэнергии // Энергетик, 2003. № 3, с.22-25.
19. Когенерація - нові потужності для енергетики / А. Долінський, В. Клименко // Вісн. НАН України. - 2002. - № 4. - С. 26-32.
20. Когенерація - основа енергозощадження / Л.Ю. Козак // Нафтогаз. енергетика. — 2007. — № 1. — С. 39-43.
21. Комбинированная газопаротурбинная установка – опыт и новые решения для наземных и морских объектов / Бондин Ю., Исаков Б., Кривуца В., Мовчан С., Романов В., Спицын В., Шевцов А. // Двигатель. – 2004. – №4 (34). – С. 14-15.
22. Коломейко Д.А. Энергоэкономичный анализ когенерационных схем на основе поршневых тепловых двигателей дис. канд. техн. наук: 05.14.06. - Київ, 2009. - 151 с.
23. Коломейко Д. А., Корнеев И. Ю. Анализ энергетической эффективности когенерационной установки фирмы WILSON типа PG1250B // Промышленная теплотехника - 2005 - № 3. - С. 46 - 49.
24. Chiradeja P., Ramakumar R. An Approach to Quantify the Technical Benefits of Distributed Generation // IEEE Trans. Energy Conversion, 2004, Vol. 19, № 4, p.764-773.
25. Donnelly M.R., Dagle J.E., Trudnowski D.J., Riders G.J. Impact of the Distributed Utility on Transmission System Stability // IEEE Trans. Power Systems, 1996, Vol.11, № 2, p.741-746.
26. Jenkins N., Allan R., Grossley P., Kirschen D., Strbac G. Embedded Generation. London; IEE, 2000, 273p.
27. Haselbacher H., Flutsch H.U., Fischer A.C. Augmentation Of gas Turbine Power Output By Steam Injection // ASME Paper 2001-GT-0107. – 8 p.
28. Nelson A.L.C. A Fifty Percent Plus Efficiency Mid Range Advanced Change Cycle // ASME Paper GT-2002-30123. – 7 p.

Л. Билявский, М. Билявский

Модернизация теплоэнергетической промышленности путем внедрения машин для одновременной генерации тепловой и электрической энергии

В статье рассмотрено современное положение теплоэнергетической промышленности, определены основные пути модернизации данной отрасли.

L.Bilyavsky, M.Bilyvsky

Modernization of heat power industry by introduction of machines for simultaneous generation of heat and electrical power

The article deals with modern situation of heat power industry the main ways of modernization of heat power industry the main ways of modernization of this branch.

Одержано 24.12.10

УДК 621.906-8

В.М. Пестунов, проф., канд. техн. наук, О.С. Стеценко, доц., канд. техн. наук
Кіровоградський національний технічний університет

Шляхи підвищення ефективності процесу обробки глибоких отворів

В статті висвітлюють нові запатентовані конструкції пристосувань і засобів направлених на підвищення жорсткості, надійності і ефективності інструментів при обробці глибоких отворів.

Нові розглянуті в даній статті суттєво підвищують ефективність процесу глибокого свердління, як найбільш трудомісткої технологічної операції.

стійкість інструмента, шпіндель, кондукторні втулки, силова головка, глибина свердління

Інструмент є одним із головних елементів технологічної системи формоутворення. Тому умови експлуатації інструмента суттєво впливають на вихідні характеристики процесу обробки. Розглядаючи процес обробки у взаємодії із технологічною системою верстата [1] необхідно зауважити, що показані на схемі (рис.1) виконавчі органи 1, 2, 3... n мають двосторонні зв'язки з процесом обробки і між собою. Основою зв'язку виконавчих органів з процесом обробки і заготовкою є ріжучий інструмент. Потрібно відзначити, що ріжучий інструмент є не тільки визначальним елементом технологічної системи процесу обробки, але, в багатьох випадках, є найбільш «слабким» ланцюгом по жорсткості, міцності, вібростійкості, стійкості і ін.

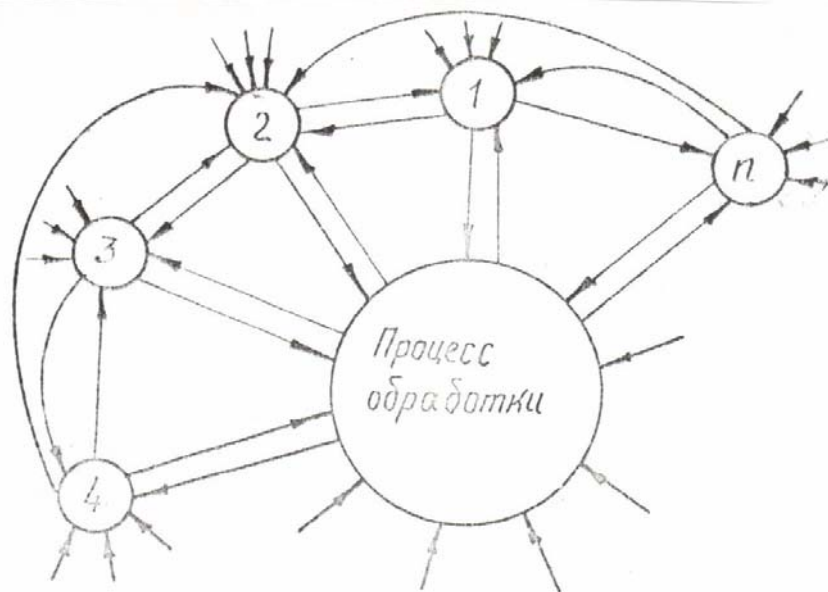


Рисунок 1 – Універсальна структурна схема привода верстатів

Найбільш вразливим ланцюгом вище перерахованих критеріїв є інструменти для обробки отворів і особливо інструменти для обробки глибоких отворів. Це пояснюється тим, що система підведення потужності, змащувально-охолоджуючої рідини і відведення стружки із зони різання повинні вкладатися у габарити отвору.

Кількість варіантів розподілу поперечного розрізу отвору між вищезазначеними системами зростає, а їх відносна ефективність падає. Тому необхідні нові підходи і

нетрадиційні вирішення проблеми з урахуванням умов експлуатації інструмента.

Із теорії різання відомо, що при виборі оптимальних по продуктивності режимів різання їх призначення визначають в такій послідовності: глибина, подача, швидкість різання. При суцільному свердлінні глибина визначається діаметром свердління.

Подачу, яку допускає міцність робочої частини свердла, можна визначити за формулою:

$$S_n = \frac{0,02 \cdot d^{3-M} \cdot N}{1,73 \cdot C_M \cdot HB^{M_1}}, \quad (1)$$

де d – діаметр інструмента;

N – допустима напруга для матеріалу інструмента;

C_M, C_p, Y_p, Y_n – постійні коефіцієнти, які залежать від механічних властивостей оброблюваного матеріалу і матеріалу ріжучої частини інструменту;

M, M_1 – показники степенів;

HB – твердість оброблюваного матеріалу по Брінелю.

Подачу, допустиму поздовжною стійкістю сведла по Ейлеру, можна визначити за формулою:

$$S = \left[\frac{r \cdot L \cdot B_y}{(K \cdot l_1) \cdot C_p \cdot d^p \cdot H_B^p} \right], \quad (2)$$

де r – коефіцієнт стійкості;

B_y – найменша жорсткість поперечного перерізу свердла;

K – коефіцієнт приведення довжини;

p – показник степені;

l_1 – довжина досліджуваної ділянки свердла.

(дивись „Оптимізація режимів різання на верстатах і автоматичних лініях на основі використання ЕВМ” НІИМАШ, 1974г.)

Розрахунки показують, що із збільшенням глибини свердління допустиму подачу необхідно зменшити, але це приведе до зниження продуктивності процесу різання. Із зменшенням подачі осьова складова сил різання спочатку знижується, а потім з якогось значення починає зростати. Таким чином, для даних умов і параметрів обробки, глибина свердління строго обмежена стійкістю свердла і не може бути збільшена за рахунок зменшення подачі. Такі умови обмежують граничні можливості глибокого свердління як по продуктивності, так і по глибині свердління.

Для підвищення продуктивності і глибини свердління за межу, що визначається стійкістю стебла інструмента, обробку послідовно виконують в різних позиціях свердлами наростаючої довжини, яка визначається по формулі:

$$l \leq \sqrt{\frac{K \cdot E \cdot I}{P_{кр}}}. \quad (3)$$

Кількість позицій приймається із відношення:

$$n \geq \frac{L}{l}, \quad (4)$$

де n – кількість позицій багатопозиційного агрегатного верстата;

E – модуль пружності;

I – мінімальний момент інерції свердла;

K – кофіцієнт стійкості свердла;

L – загальна глибина свердління;

$P_{кр}$ – критична осьова сила.

Схема, по якій здійснюється описаний метод, приведена на рис. 2.

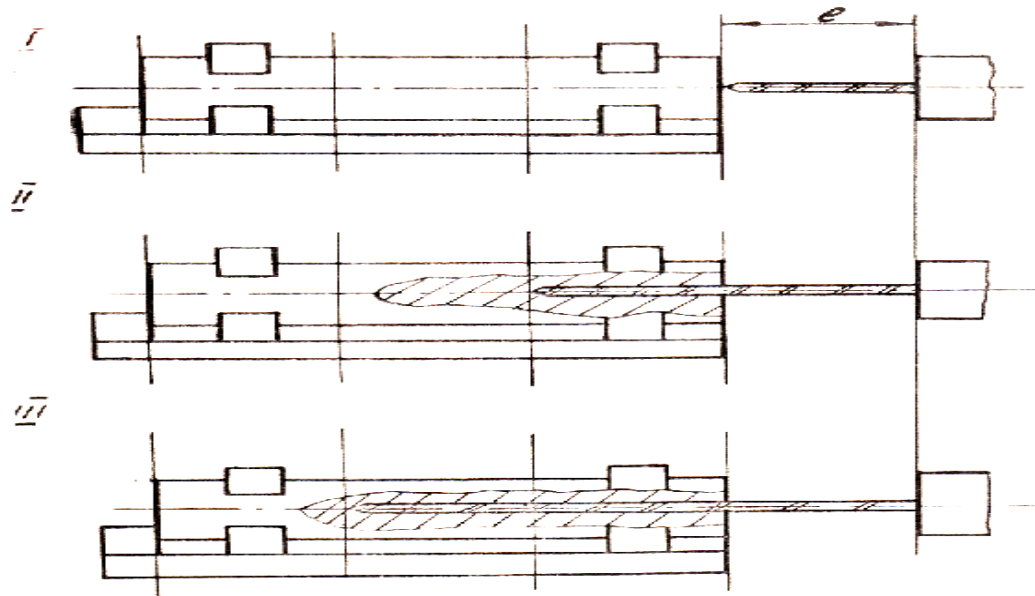


Рисунок 2 – Схема свердління на трьох позиціях

В першій позиції обробки на агрегатному верстаті свердло має максимальний виліт l . Свердління, при цьому, ведеться у звичайному режимі. Подача визначається із умови міцності по формулі (1). На другій позиції на початку обробки свердло також має виліт, що не перевищує величини L і обробка ведеться на тих же режимах.

На наступних позиціях умови жорсткості зберігаються завдяки додатковим опорам. Обробка ведеться на тих же режимах.

Таким чином, незалежно від глибини свердління частина свердла, яка не входить у отвір і яка забезпечує повздовжню стійкість інструмента, завжди не перевищує наперед заданої величини. При цьому методі обробки повздовжня стійкість свердла не обмежує продуктивність і глибину свердління.

Обмежуючим фактором, як при глибокому, так і при неглибокому свердлінні, залишається міцність свердла, яку можна визначити по формулі (1). За допомогою формули (3) можна розрахувати кількість безопорних прольотів стержня свердла. При однопозиційній обробці кількість безопорних прольотів можна визначити із такого співвідношення:

$$l_i = L + \frac{(N_n + 1) \cdot b_1}{N_n} \quad (5)$$

Кількість опор для фіксації свердла в поперечному напрямку можна розрахувати по формулі:

$$n = L \sqrt{\frac{P_{kp}}{K \cdot E \cdot I}} \quad (6)$$

де n – кількість опор поперечної фіксації стержня свердла

E – модуль пружності

I – мінімальний момент інерції свердла

K – коефіцієнт стійкості стержня свердла

L – необхідна глибина свердління

P_{kp} – критична осьова сила.

Для підвищення жорсткості стержня свердла в осьовому напрямку запропоновано пристосування до силової головки (рис. 3) [3].

Обробка отвору здійснюється таким чином: деталь 16 закріплюється у шпінделі і приводиться в обертання із заданою частотою. Свердло 7 закріплюється у шпінделі 3 і йому задається рух подачі і можливе обертання. В опорах 4, 6, 8 свердло фіксується в поперечному напрямку. В процесі заглиблення свердла в оброблюваний отвір, відстань між точками попередньої фіксації свердла рівномірно і безперервно зменшується. Таким чином, забезпечуються постійно умови максимальної жорсткості стержня в осьовому напрямку, що дає можливість застосовувати максимально допустимі режими різання і досягати високої продуктивності при глибокому свердлінні.

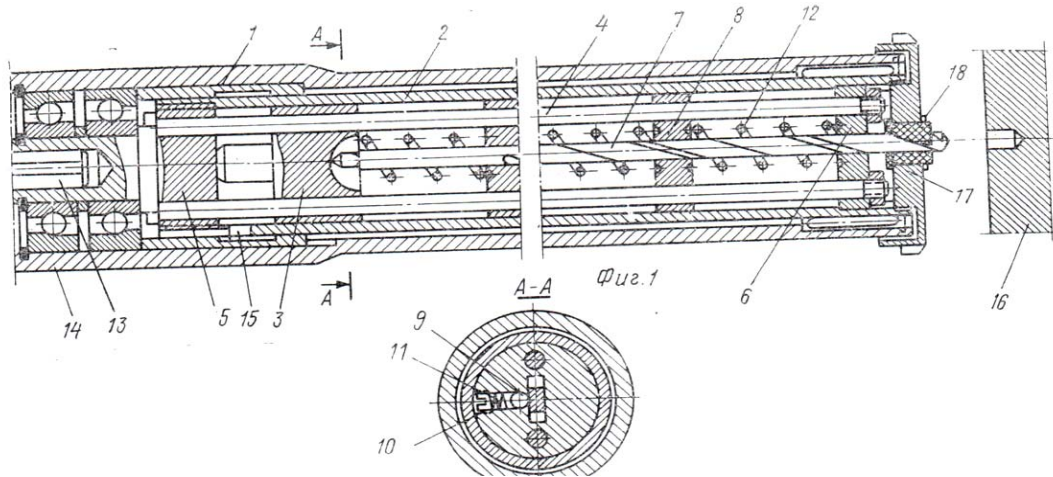


Рисунок 3 - Пристосування для глибокого свердління

Аналогічний принцип роботи пристосування на силову головку для забезпечення жорсткості інструмента зображеного на рис.4 [4]. В ньому рухомі гільзи 1, 2, 3 з'єднані телескопічно. В гільзах розташовані кондукторні втулки 4, 5, 6, які установлені в гільзах і розпираються спіральними пружинами 7, 8, 9. Корпус 1 закріплений на пінолі 10 силовій головки і здійснює повний цикл зворотньо-поступального руху. Свердло 11 закріплюється в шпінделі верстата і опирається на кондукторні втулки 4, 5, 6, рівномірно розташовані по довжині свердла. Пристрій можна фіксувати за допомогою штирів 12 до пристосування, в якому закріплюється оброблювана деталь 13. При подачі телескопічно з'єднані гільзи пересуваються в осьовому напрямку між кондукторними втулками, а пружини забезпечують рівномірне зменшення відстані між ними. Так конструкція пристрою забезпечує максимальну повздовжню стійкість свердла, а значить дає можливість збільшити подачу і підвищити продуктивність обробки.

Для визначення оптимальної кількості проміжних рухомих опор фіксації свердла, виготовлених у вигляді втулок, візьмем для прикладу пристрій приведений на рис.4. Із схеми витікає, що відстань між проміжними опорами можна визначити із відношення:

$$l_i = L + \frac{(N_n + 1) \cdot b_1}{N_n}, \quad (7)$$

де n – кількість проміжків між опорами фіксації свердла;
 b_1 – ширина втулки.

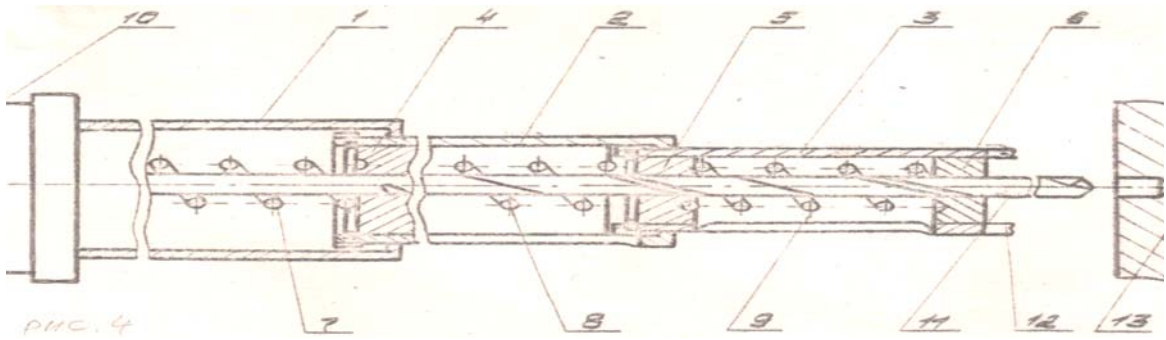
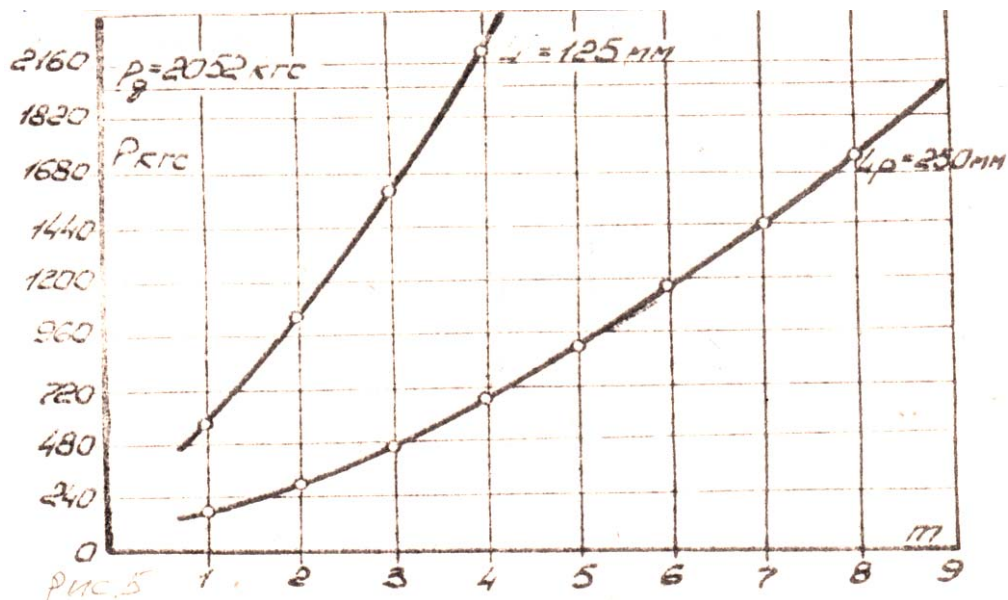


Рисунок 4 – Пристрій телескопічного типу для глибокого свердління

Із приведених розрахунків по формулах (3) і (7) критичної сили в залежності від кількості опор фіксації свердла при заданій глибині свердління для спірального свердла діаметром 6 мм із швидкоріжучої сталі при $v_1 = 10$ мм побудовані графіки (рис.5).

Рисунок 5 – Графіки залежності між критичною силою p і кількістю опор фіксації інструмента

Із графіків можна зробити висновок, що при заданій глибині різання $L = 125$ мм використання двох рухомих втулок замість однієї дозволяє збільшити критичну силу приблизно в 2 рази.

Таким чином, схема пристрою дозволяє розширити технологічні можливості верстата за рахунок збільшення глибини свердління.

Проблему підвищення жорсткості закріплення свердла з одночасним підвищенням стійкості інструмента і підвищення продуктивності вирішує механізм дискретного збільшення вильоту під час заглиблення свердла [4, 5]. Механізм (рис.6) вміщує корпус 1, в якому на підшипниках 2 установлено шпіндель 3, в осьовому каналі 4, якого розташоване свердло 5, закріплене пружними зажимами 6, 7. Між зажимами розташована інерційна маса 8. Зажими 6, 7 вміщують тарільчасті шайби 9 і розрізані втулки 10. Зажим 1 за допомогою кільця 11 і штифта 12 зв'язаний з якорем 14 соленоїдного електромагнітного вібратора, катушка якого установлена в корпусі 1 головки і живиться перемінним струмом.

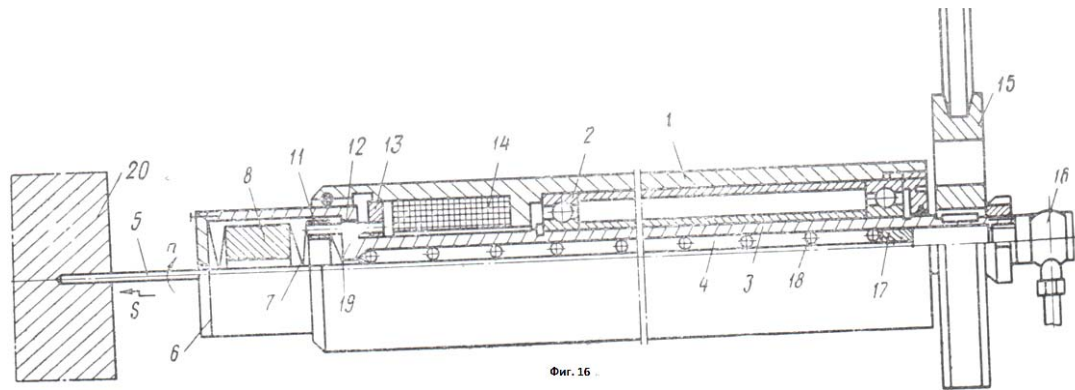


Рисунок 6 – Механізм дискретного вильоту свердла

Шпіндель 2 обертається від шківів 15. Свердло 5 підпружинено у напрямку протилежному подачі і опирається на втулки 17 з фіксатором пружин 18, а кільце 11 притискується пружиною 19.

Розміри зажимів 6 і 7 підібрані таким чином, щоб при відключенні вібратора вони були замкнені. При подачі струму в катушку 14 вібратора кільце 11 переміщається у напрямку протилежному подачі. Від коливань кільця 11 розкривається зажим 7. Під дією пружних сил в зажимах 6,7, а потім під дією сил інерції маса 8 переміщається внаслідок чого закривається зажим 7 і відкривається зажим 6. Зменшення струму в катушці 14 викликає переміщення кільця 11 пружиною 19 разом із свердлом 5 у напрямку подачі. При зменшенні струму до нуля кільце 11 повертається у вихідне положення, а маса 8 рухаючись по інерції замикає зажим 6. При збільшенні струму цикл повторється.

Частоту коливань підбирають з урахуванням робочої частоти вібратора і режимів обробки.

Зажими мають пружну конструкцію, що дає можливість зменшити вплив зношування свердла на величину подачі. Розрізні втулки 10 мають таку жорсткість, щоб сили тертя між ними і свердлом мали незначне перевищення сили різання. При значному збільшенні сили різання свердло просковзує і подача переривається.

Проблему підвищення продуктивності при глибокому свердлінні вирішує спосіб автоматичного управління процесом [6], схема якого зображена на рис.7.

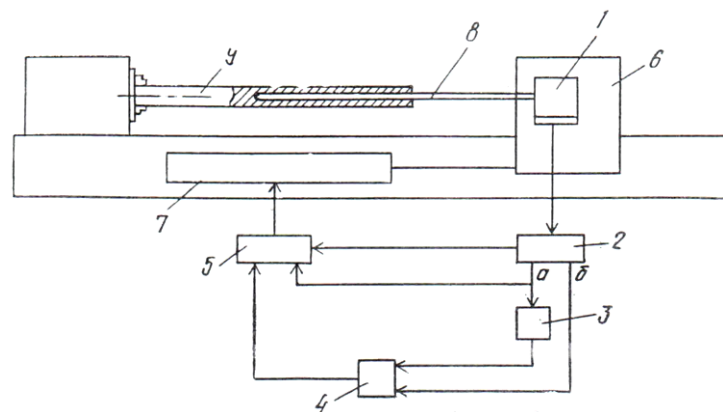


Рисунок 7 – Схема автоматичного управління при глибокому свердлінні

Крутний момент на свердлі вимірюють динамометром 1, з'єднаним з комутатором 2, запам'ятовуючим пристроєм 3, суматором 4 і програмним пристроєм 5. Динамометр 1 установлено на супорті 6 верстата для глибокого свердління, а супорт

зв'язаний з приводом подачі 7. Свердлу 8 задають рух подача, оброблювана деталь 9 приводиться в обертання.

При заглибненні свердла в деталь у стужковивідних канавках накопичується стружка. Внаслідок тертя стружки по стінках отвору виникає момент сили тертя, який додається до моменту сили різання.

$$M = M_{\text{різ.}} + M_{\text{тр.}} ,$$

де M – вимірювальний динамометром крутний момент на свердлі;

$M_{\text{різ.}}$ – момент сил різання;

$M_{\text{тр.}}$ – момент сил тертя стружки у отворі.

Занадто великий $M_{\text{тр}}$ може привести до руйнування свердла, тому необхідно періодично виводити свердло із отвору для очищення. Але виведення інструмента знижує продуктивність. Вести управління швидкістю подачі, знижуючи її при збільшенні M , недоцільно, тому що момент може збільшуватись при пакетуванні стружки, яке можна усунути тільки виведенням свердла, а не зниженням режимів. В той же час управління виводами по величині M не вигідно, тому що його збільшення може відбуватись і при погіршенні умов різання, коли доцільно знижувати подачу.

Програмний пристрій 5 (рис.7) періодично вимикає привід подачі 7 і процес різання переривається. Одночасно комутатор 2 підключає до динамометра 1 ланцюг (а) управління. При відсутності різання $M_{\text{тр}}$ на свердлі дорівнює моменту сил тертя стружки і може характеризувати її кількість і умови відведення. Сигнал з динамометра 1 в програмуючому пристрої 5 порівнюється із нормованим. Якщо нормований сигнал більше, момент сил тертя невеликий, а умови виведення стружки задовільні, тоді програмний пристрій 5 відновлює процес різання.

Якщо момент сил тертя перевищує допустиме нормоване значення, подається команда приводу подачі 7 на вихід свердла із отвору. При перериванні процесу різання величина момента сил тертя запам'ятовується пристроєм 3.

Після відновлення процесу різання по команді програмного пристрою 5 комутатор 2 підключає динамометр 1 до ланцюга (а) керування, тоді сигнали з динамометра 1 і запам'ятовуючого пристрою 3 поступають на суматор 4 і там вираховуються. Різниця цих сигналів пропорційна моменту сил різання і служить управляючим сигналом для привода подачі 7, супорта 6 з інструментом 8. Момент сил тертя, при цьому, не має значного впливу на швидкість подачі інструмента.

Проблему покращення умов роботи свердла на виході із наскрізного отвору можна вирішити застосуванням пристрою [7], показаного на рис. 8.

Відомо, що на виході свердла із наскрізного отвору відбувається різке збільшення крутного моменту, що приводить до перевантаження, руйнування інструмента і зниження якості обробки. Для усунення цього недоліку можна застосовувати спеціальне пристосування в якому знаходиться порожнина з металопорошковим наповнювачем, а біля стінок порожнини 2 знаходиться катушка-соленоїд 4, призначена для збудження у наповнювачі магнітного поля.

В момент виведення свердла із наскрізного отвору заготовки, воно попадає в порожнину з наповнювачем 3. В цей час на катушку-соленоїд подається електричний струм для створення магнітного поля. Магнітне поле змінює агрегатний стан металопорошкового наповнювача 3 до міцності, яка близька до міцності матеріалу заготовки. Робота свердла, при цьому, здійснюється в умовах близьких до свердління пакета заготовок із однорідного матеріалу. Такі умови роботи інструмента виключають різкі зменшення сили осьового опору різанню і руйнування свердла від збільшення крутного моменту.

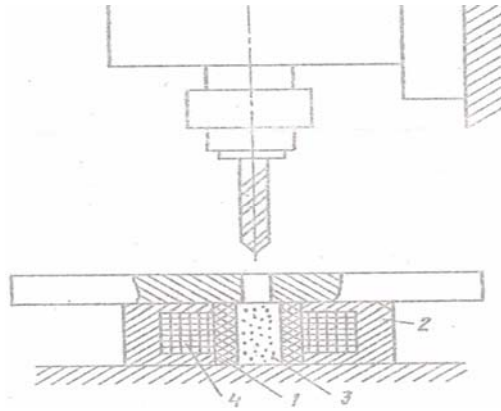
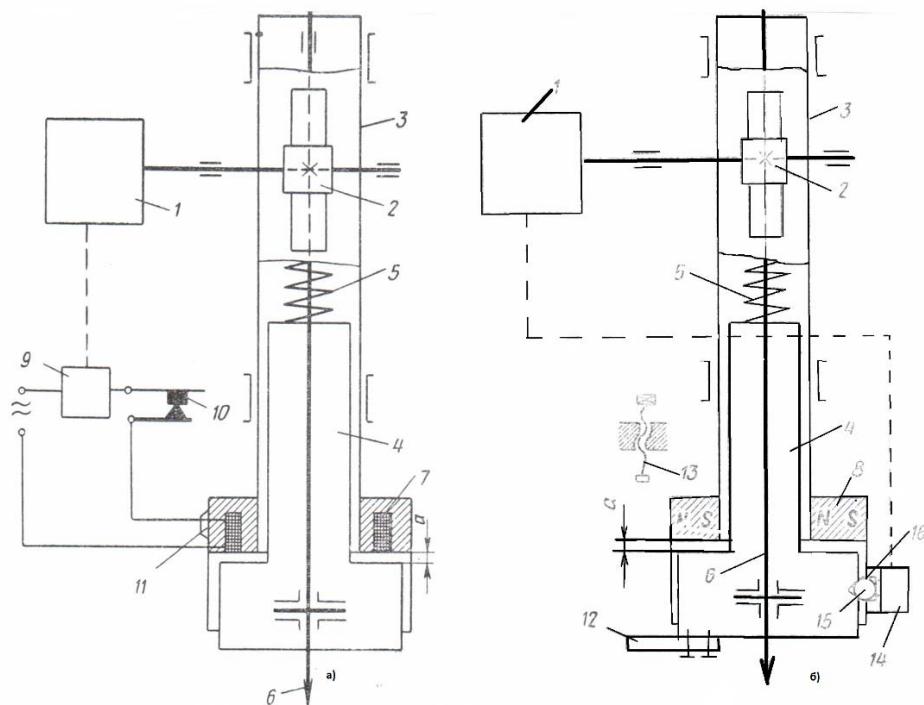


Рисунок 8 – Схема пристрою для свердління наскрізних отворів

Проблема виходу свердла із наскрізного отвору може бути вирішена при застосуванні пристроїв зображених на рис. 9 а,б [8].

Перший механізм вміщує двошвидкісний привід 1, рейкову передачу 2, піноль 3, втулки 4, пружину 5, шпіндель 6, електромагніт; або постійний магніт 8 (див. на рис. 9б). Схема живлення електромагніта вміщує реле струму 9, нормально замкнутий контакт 10 і упор 11, установлений на пінолі.

Другий механізм близький по конструкції з першим і вміщує планку 12, установлену на втулці 4, упор 13, рейковий датчик 14, шарик 15 і лунку 16 втулки 4.



а) б)

а) механізм із електромагнітом; б) механізм з постійним магнітом

Рисунок 9 – Механізми для забезпечення надійності роботи свердла при виході із наскрізного отвору

Механізм зображений на рис. 9 а працює таким чином. Цикл роботи починається із швидкого підведення шпінделя 6 до дотикання інструмента з оброблюваною деталлю, після чого поступальний рух втулки 4 із шпінделем 6 зупиняється. В цей час

рейкова передача 2 продовжує переміщати піноль 3, стискаючи пружину 5 і зменшуючи зазор a. При зменшенні зазору збільшується сила притягання магніта.

При деякій критичній величині зазору, сила притягання перевищує зусилля пружини і втулка 4 переміститься у напрямку, протилежному напрямку подачі до дотикання торця втулки з магнітом. Магнітний опір його зменшується, збільшується струм, що проходить через нього, спрацьовує реле струму 9 і перемикає привід 1 із швидкої на робочу подачу. Обробка відбувається при відсутності зазору a. При виході свердла із отвору пружина 5 не спроможна перемістити втулку 4 із-за дії електромагніта. Збільшення величини подачі не відбудеться. По команді кінцевого вимакача піноль повертається у вихідне положення. При цьому упор 11 розіжмє контакти 10, електромагніт відключиться, пружина 5 розіжмється і утвориться зазор a в результаті механізм готовий до повторення циклу.

Механізм зображений на рис. 9б працює аналогічно, але конструкції його дещо інша. По-перше, він оснащений постійним магнітом 8. Перемикання подачі при пересуванні втулки 4 в пінолі 3 відбувається релейним датчиком 14, зв'язаним із шариком 15, який заходить в лунку 16 втулки. При пересуванні втулки шарик викочується із лунки 16, тоді сигнал з датчика 14 подається на привід 1.

Після закінчення обробки, піноль повертається у вихідне положення, планка 12 установа на втулці 4 взаємодіє з упором 13 і переміщення втулки зупиняється. В цей час піноль продовжує переміщатися до тих пір, поки не утвориться зазор a між магнітом 8 і втулкою 4.

Підвищення міцності свердла і, як наслідок, розширення технологічних можливостей процесу глибокого свердління вирішує конструкція пристосування зображеного на рис. 10 [9].

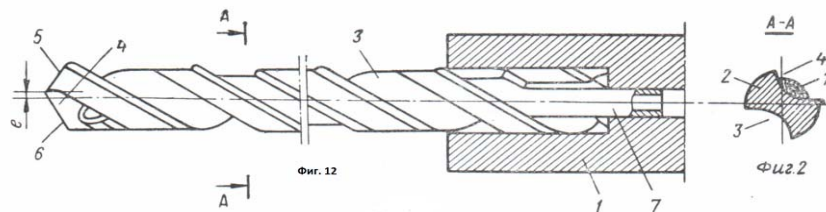


Рисунок 10 – Пристосування для підвищення міцності свердла при глибокому свердлінні

Підвищення міцності свердла досягається тим, що трубка для підведення ЗОР розташована у стружковідвідній канавці з розвантаженою ріжучою кромкою. В отворі державки 1 закріплено свердло 2, яке має дві гвинтоподібні канавки 3 і 4, і які закінчуються ріжучими кромками 5 і 6. Ріжучі кромки заточені з певним ексцентриситетом е відносно вісі свердла. В одну із спіральних канавок 4 вмонтована трубка 7, з'єднана з каналом подачі ЗОР. Завдяки ексцентрично заточеним ріжучим кромкам 5 і 6, більший шар металу зрізає ріжуча кромка 5, а кромка 6 менша. Відповідно, кількість стружки, яка виходить по канавці 3 буде більшою, а по канавці 4 меншою. Така конструкція свердла дозволяє зменшити поперечний розріз канавки 4, розташувавши в ній трубку 7 для підведення ЗОР і підвищити міцність свердла. З'являється можливість внутрішнього підведення ЗОР при свердлінні отворів малого діаметра (менше 6 мм). Охолоджуюча рідина, яку подають під тиском, проникає безпосередньо в зону різання, вимиває стружку через канавку 4 і охолоджує ріжучі кромки.

Проблему підвищення вібростійкості ежекторного свердла вирішує конструкція інструмента зображеного на рис.11 [10].

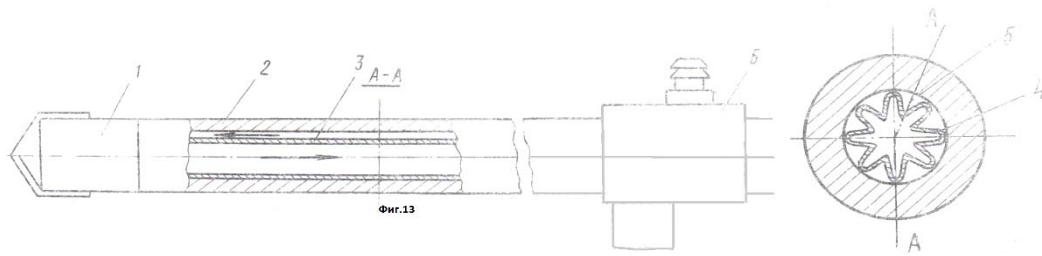


Рисунок 11 – Конструкція ежекторного свердла для гасіння вібрацій

Свердло складається із ріжучої головки 1, закріпленої на борштанзі 2. У осьовому каналі борштанги розташована гофрована труба 3, яка виступами 4 щільно притиснута до внутрішньої поверхні борштанги. Утворені гофрами повздовжні канали 5 з'єднані через муфту 6 з системою підведення ЗОР. При роботі свердла виникає тертя напрямних інструмента об оброблювальну поверхню внаслідок чого створюються інтенсивні крутильні і згинаючі коливання борштанги. Але постійний контакт утворений виступами призводить до гасіння вібрацій. Застосування такої конструкції дозволяє підвищити стійкість інструмента і якість обробки.

Висновки: Нові схеми розглянуті в даній статті суттєво підвищують ефективність процесу глибокого свердління, як найбільш трудомісткої технологічної операції.

Список літератури

1. Авторське свідоцтво № 844209, СССР МКИ В 23 Q 5/02 Привод станка.
2. Авторське свідоцтво № 416182, СССР МКИ В 23 в 49/02. Приспособление для направления инструмента при сверлении.
3. Авторське свідоцтво № 515626, СССР МКИ В 23 Q 37/00. Силовая головка.
4. Авторське свідоцтво № 460983, СССР МКИ В 23 q 5/22. Механизм для дискретной подачи.
5. Авторське свідоцтво № 450696, СССР МКИ В 23 д 5/22. Механизм дискретной подачи.
6. Авторське свідоцтво № 835656, СССР МКИ В 23 В 25/06. Способ автоматического управления процессом глубокого сверления.
7. Авторське свідоцтво № 906647, СССР МКИ В 23 В 35/00. Устройство для сверления сквозных отверстий.
8. Авторське свідоцтво № 476087, СССР МКИ В 23 д 5/00. Механизм подачи шпинделя сверлильного станка.
9. Авторське свідоцтво № 469545, СССР МКИ В 23 в 51/06. Двухлезвийное твердосплавное спиральное сверло.
10. Авторське свідоцтво № 870006, СССР МКИ В 23 В 51/06. Эжекторное сверло.

В. Пестунов, А. Стеценко

Пути повышения эффективности процессов обработки глубоких отверстий

В статье рассмотрены новые запатентованные конструкции приспособлений и средств направленных на увеличение жесткости, надежности и эффективности инструментов при обработке глубоких отверстий.

Новые схемы рассмотренные в данной статье существенно увеличивают эффективность процесса глубокого сверления, как наиболее трудоемкой технологической операцией.

V. Pestunov, A. Stetsenko

Ways to performance effectively processes at treatment of the deep openings

In the article light up the new patented constructions of adaptations and facilities directed on the increase of inflexibility, reliability and efficiency of instruments, at treatment of the deep openings.

The new are considered in this article substantially promote efficiency of process of the deep boring, as the most labour intensive technological operation.

Одержано 11.03.11

УДК 621.9.048.4

В. М. Боков, проф., канд. техн. наук, М. І. Попова, доц., канд. техн. наук
Кіровоградський національний технічний університет

Фізичний механізм формування електричною дугою шорсткості бічної поверхні

Досліджено та описано фізичний механізм формування електричною дугою шорсткості бічної поверхні електрода-заготовки в умовах варіювання кута нахилу твірної бічної поверхні електрода-інструмента.

електрична дуга, гідродинамічний потік, шорсткість бічної поверхні електрода-заготовки, кут нахилу твірної бічної поверхні електрода-інструмента, фрактографії бічних поверхонь

Різноманітні деталі машинобудування характеризуються наявністю отворів та порожнин. Бічна поверхня їх може мати циліндричну, конічну, пірамідальну та фасонну форму. Для обробки отворів та порожнин з не циліндричною бічною поверхнею, а також будь-якою за формою поверхнею деталі із важкооброблюваного матеріалу, широко застосовуються методи електроерозійної обробки. Одним із самих продуктивних методів електроерозійної обробки є спосіб розмірної обробки електричною дугою (РОД), який відомий за роботами [1, 2]. В залежності від кута нахилу твірної бічної поверхні електрода-інструмента, даним способом можливо реалізувати три принципові схеми формоутворення бічної поверхні електрода-заготовки (табл. 1).

При реалізації схеми 1, коли $\alpha < 0^\circ$, при зближенні електродів спостерігається горіння електричної дуги між бічною поверхнею електрода-інструмента та бічною поверхнею електрода-заготовки. Внаслідок цього шорсткість бічної поверхні електрода-заготовки, за інших рівних умов, є максимально можливою, так як являє собою результат накладання одиничних лунок, що утворюються від горіння цієї дуги, а величина шорсткості залежить, як відомо [3], від глибини лунок і визначається силою технологічного струму та швидкістю потоку в міжелектродному зазорі. Але оскільки швидкість потоку в радіальному напрямку міжелектродного зазору змінюється, отримана бічна поверхня електрода-заготовки характеризується нерівномірною шорсткістю.

За даними роботи [3] вважається, що при реалізації процесу РОД за схемою 2, коли $\alpha = 0^\circ$, електрична дуга горить лише в торцевому зазорі, а тому прямо не впливає на формування шорсткості бічної поверхні електрода-заготовки. Можливі електричні розряди в бічному міжелектродному зазорі пояснюються випадковим попаданням в нього з робочою рідиною електропровідних часток, які їх ініціюють. Однак таке уявлення про фізичний механізм формування шорсткості не може пояснити інтенсивного зносу периферійної частини електрода-інструмента з утворенням характерного радіусу округлення. Відмічається, що шорсткість бічної поверхні електрода-заготовки, що отримана за інших рівних умов за схемою 2, менша шорсткості бічної поверхні електрода-заготовки, що отримана за схемою 1.

Таблиця 1 - Типові технологічні схеми формоутворення бічної поверхні електрода-заготовки способом РОД

| Схема | 1 | 2 | 3 |
|--|-------|---|-------|
| Кут нахилу бічної поверхні електрода-інструмента α , град | < 0 | 0 | > 0 |
| Кут нахилу бічної поверхні електрода-заготовки β , град | > 0 | 0 | > 0 |
| Примітка: 1 - електрод-інструмент; 2 - електрод-заготовка; 3 - електрична дуга; 4 - бічна поверхня електрода-заготовки; 5 - твірна бічної поверхні електрода-інструмента | | | |

За результатами досліджень робіт [3, 4], при реалізації процесу РОД за схемою 3 спостерігається рівномірна шорсткість бічної поверхні, але пояснення фізичного механізму її формування не наводиться.

Таким чином, метою роботи є дослідження фізичного механізму формування шорсткості бічної поверхні електрода-заготовки в різних умовах РОД.

Оскільки технологічні схеми формоутворення бічної поверхні електрода-заготовки, що представлені в таблиці 1, відрізняються кутом нахилу бічної поверхні електрода-інструмента α , задачею дослідження є побудова математичної моделі шорсткості бічної поверхні електрода-заготовки, як залежності перш за все від α , з урахуванням як факторів сили технологічного струму I та статичного тиску робочої рідини на вході потоку в міжелектродний зазор $P_{ст}$. Останній характеризує гідродинамічний режим обробки. Діапазон варіювання факторів та результати дослідження наведено в таблиці 2.

Таблиця 2 – Матриця планування експерименту (план 2^3)

| Фактори | | | | I , А | P_{cm} , МПа | α , град | R_a , мкм |
|------------------------|---|--------------------|---|---------|----------------|-----------------|----------------|
| Основний рівень | | | | 100 | 0,8 | 30 | |
| Інтервал варіювання | | | | 50 | 0,2 | 30 | |
| Верхній рівень | | | | 150 | 1,0 | 60 | |
| Нижній рівень | | | | 50 | 0,6 | 0 | |
| Код | | | | x_1 | x_2 | x_3 | y_1 |
| Номер досліду | 1 | Порядок реалізації | 6 | + | + | + | 9,5 |
| | 2 | | 2 | - | + | + | 4,8 |
| | 3 | | 5 | + | - | + | 10,2 |
| | 4 | | 1 | - | - | + | 7,6 |
| | 5 | | 7 | + | + | - | 11,0 |
| | 6 | | 8 | - | + | - | 6,0 |
| | 7 | | 3 | + | - | - | 12,5 |
| | 8 | | 4 | - | - | - | 7,0 |
| Досліди у центрі плану | | 1 | 0 | 0 | 0 | 8,6 | |
| | | 2 | 0 | 0 | 0 | 8,7 | |
| | | 3 | 0 | 0 | 0 | 8,5 | |
| | | 4 | 0 | 0 | 0 | 8,7 | |

В якості матеріалу електродів-інструментів та електродів-заготовок використовувалася сталь 45. Обробку здійснювали на зворотній полярності (електрод-заготовка – «мінус»). Робоча рідина – органічне середовище. За результатами дослідження отримана наступна математична модель шорсткості Ra бічної поверхні електрода-заготовки після РОД:

$$y_1 = 8,575 + 2,225x_1 - 0,75x_2 - 4,4x_3.$$

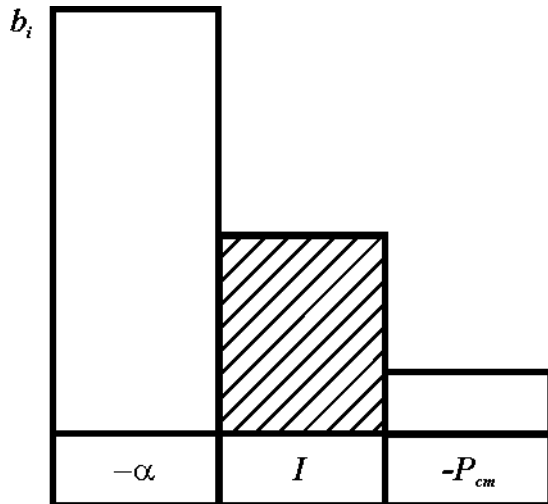


Рисунок 1 - Ступінь впливу факторів на шорсткість обробленої бічної поверхні Ra

Із математичної моделі шорсткості бічної поверхні електрода-заготовки після РОД виходить, що остання залежить, головним чином, від кута нахилу твірної бічної поверхні електрода-інструмента α (рис. 1), причому, із підвищенням α шорсткість зменшується. Таким чином, фактор α треба розглядати як головний, керуючий. Вплив сили струму I на Ra приблизно в 2 рази менший. Шорсткість поверхні – результат накладання одиночних лунок або «доріжок» від горіння розрядів. Відомо, що більшої сили струму відповідає більший діаметр лунки. Отже, більшої сили струму відповідає більша шорсткість поверхні після РОД. Залежність $Ra = f(\alpha, I)$ представлена на рис. 2. Ще менший вплив на шорсткість поверхні

виявляє статичний тиск робочої рідини на вході потоку в міжелектродний зазор $P_{см}$, із підвищенням якого Ra зменшується. Даний керуючий фактор є особливістю процесу РОД, порівняно з електроімпульсною обробкою, що розширює її технологічні можливості.

Для пояснення фізичного механізму залежності шорсткості бічної поверхні матриці прес-форми після РОД від кута нахилу твірної бічної поверхні електрода-інструмента α звернемо увагу на послідовність формування бічної поверхні при кутах $\alpha = 0^\circ$ та $\alpha = 60^\circ$, що були об'єктом дослідження даної роботи.

При куті $\alpha = 0^\circ$ (табл. 3, а) збудженню електричної дуги на периферії електрода-інструмента в діелектричному середовищі, як показано в роботі [5], передують контакт останнього із заготовкою. Внаслідок цього спостерігається інтенсивне нерівномірне контактне нагрівання поверхонь. Навколо місця контакту утворюється та зростає газова порожнина як продукт термічного руйнування робочої рідини. Аналогічне фізичне явище щодо утворення газової порожнини, як показав К. К. Хренов [6, с. 157-159], спостерігається при електрозварюванні під водою. Г. І. Лесков у роботі [7, с. 9] вказує на термічний механізм збудження зварювальної дуги після короткого

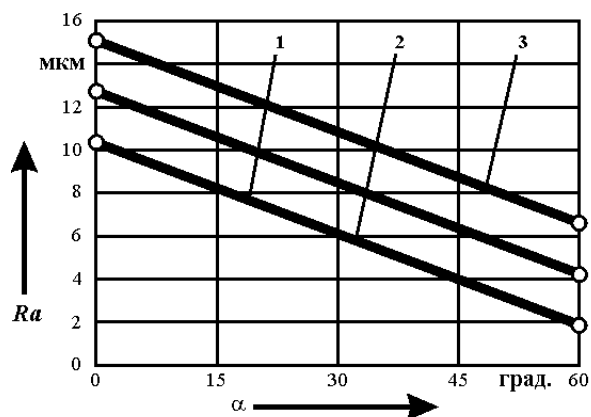
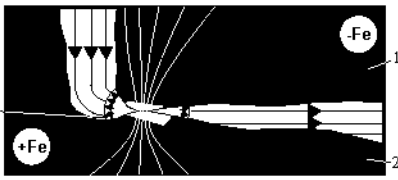
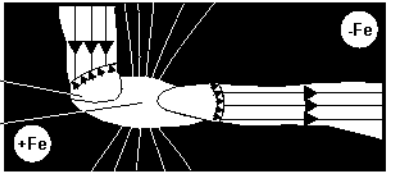
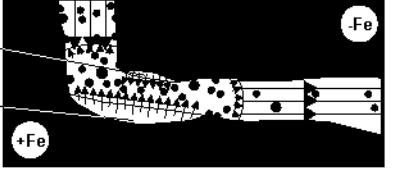
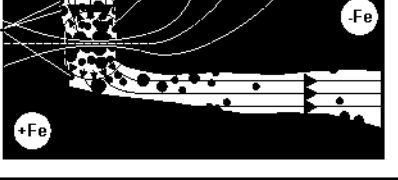
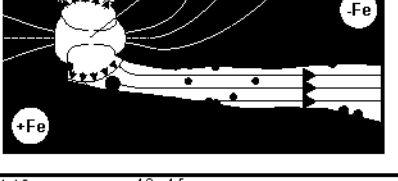



Рисунок 2 - Залежність шорсткості бічної поверхні Ra від α та I : 1 - $I = 50$ А; 2 - $I = 100$ А; 3 - $I = 150$ А

замикання електродів, коли їх зіткнення в початковій фазі здійснюють під невеликим тиском. Крім того, Г. М. Мещеряковим в роботі [8], яка стосується електроерозійної обробки в умовах змінного струму, методом швидкісної кінозйомки (4000 кадрів/с) виявлено, що «...існує значна нерівномірність в нагріванні на самих перших стадіях, причому тепло виділяється головним чином на аноді. Це спостерігалось в експериментах з усіма комбінаціями металів Fe, Al, Cu, Pb, Sn, навіть коли контакти були з одного і того ж металу, за винятком Pb-Pb та Cu-Cu. Таким чином, матеріали електродів при РОД, також як і при електроімпульсній обробки, відповідають за уніполярність ерозії. Далі, після деякої експозиції електричного поля, відбувається

Таблиця 3 - Послідовність формування шорсткості бічної поверхні електрода-заготовки при куті нахилу твірної бічної поверхні електрода-інструмента $\alpha=0^0$

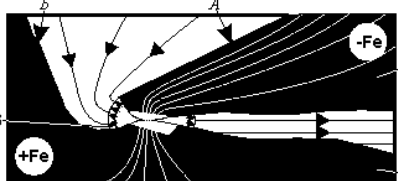
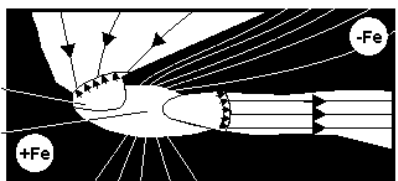
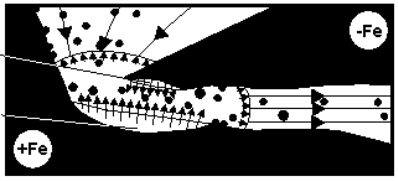
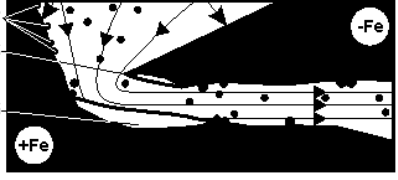
| Позначення | Схема процесу | Пояснення до схеми |
|------------|---|--|
| а |  | Контакт електродів 1, 2. Нерівномірне нагрівання місця стику. Початок утворення газової порожнини 3. |
| б |  | Збудження дуги 4. Розширення газової порожнини 3. Початок викиду розплаву із лунок. |
| в |  | Загасання дуги 4. Розширення газової порожнини 3. Закипання та викидання розплаву із лунок 5, 6. |
| г |  | Конденсація та приварювання часток 7, 8 до бічних поверхонь електродів 1, 2. Утворення електропровідних містків 9 в бічному зазорі. Нерівномірне нагрівання місця стику. Початок утворення газової порожнини 10. |
| д |  | Збудження дуги 11. Розширення газової порожнини 10. Початок викиду розплаву із лунок. |
| ж |  | Загасання дуги 11. Розширення газової порожнини 10. Закипання та викидання розплаву та утворення лунок 12, 13 на бічних поверхнях електродів 1, 3. Приварювання часток 14, 15 до бічних поверхонь. |

суттєве підвищення температури в зоні контакту електродів, збудження електричної дуги та початок викиду розплаву із лунки (табл. 3, б). Після розриву електричного контакту дуга гасне, але газова порожнина за інерцією продовжує розширятися, що

приводить до зниження тиску в ній. Під впливом цього залишок розплаву у лунках закипає та вибухоподібно викидається за їх межі (табл. 3, в). Частка розплаву, що викидається за потоком, або приварюється до поверхні протилежного електрода, або конденсується в металеві кульки та вилучається потоком із зони обробки. Друга частина розплаву, що викидається проти потоку, або теж приварюється до поверхні протилежного електрода, або під дією потоку конденсується та з часом повертається в бічному міжелектродному зазорі, щоб рухатися за потоком. Наявність в обмеженому двома паралельними стінками бічному зазорі продуктів ерозії, що рухаються за потоком (перша дуга) та проти потоку (друга дуга), сприяє утворенню електропровідних містків (табл. 3, г), які є каталізатором збудження електричних дуг в ньому (табл. 3, д). Наслідком горіння таких дуг є утворення на бічних поверхнях електродів відносно глибоких лунок (табл. 3, ж), що збільшують шорсткість бічної поверхні. Утворення дуг в бічному міжелектродному зазорі підтверджується експериментально наявністю лунок на бічній поверхні електрода-інструмента при куті нахилу твірної $\alpha = 0^\circ$, а концентрація таких лунок у місці повороту потоку на 90° приводить до інтенсивного зносу кромки електрода-інструмента, тобто до утворення її радіусного округлення.

При куті $\alpha = 60^\circ$ перші три стадії горіння електричної дуги на периферії електрода-інструмента (табл. 4, а, б, в) відбуваються аналогічно першим трьома стадіям при куті $\alpha = 0^\circ$ (табл. 3, а, б, в). Але далі частина розплаву, що викидається із лунки проти потоку, попадає в широкий простір між бічними поверхнями А та Б електродів (табл. 4, в), де швидкість потоку значно менша швидкості потоку в бічному зазорі з паралельними стінками (табл. 3, г). Тому час знаходження частки розплаву у даній зоні значно більший.

Таблиця 4 - Послідовність формування шорсткості бічної поверхні електрода-заготовки при куті нахилу твірної бічної поверхні електрода-інструмента $\alpha=60^\circ$

| Позначення | Схема процесу | Пояснення до схеми |
|------------|---|---|
| а |  | Контакт електродів 1, 2. Нерівномірне нагрівання місця стику. Початок утворення газової порожнини 3. |
| б |  | Збудження дуги 4. Розширення газової порожнини 3. Початок викиду розплаву із лунок. |
| в |  | Загасання дуги 4. Розширення газової порожнини 3. Закипання та викидання розплаву. Утворення дупок 5, 6. |
| г |  | Конденсація та приварювання часток 7 до бічної поверхні Б. Винесення потоком продуктів ерозії із міжелектродного проміжка без збудження дуг між поверхнями А і Б. |

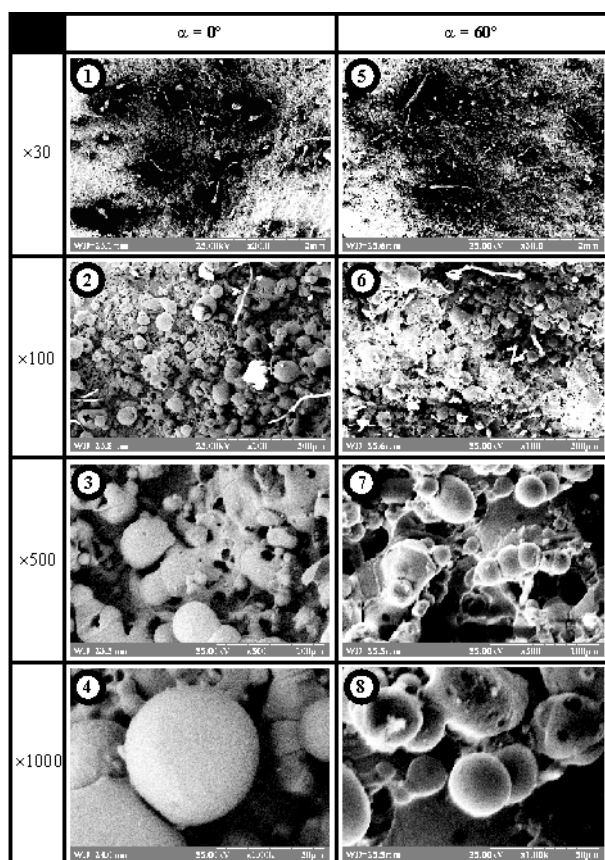


Рисунок 3 – Фрактографії бічних поверхонь після РОД при $\alpha = 0^\circ$ (1-4) та $\alpha = 60^\circ$ (5-8)

Розплав встигає повністю конденсуватися та після повороту рухається з прискоренням у щілину, що звужується (табл. 4, г). Час проходження продуктами ерозії щілини настільки малий, що імовірність утворення в ній електропровідного містка, а отже електричної дуги, практично дорівнює нулю. Останнє підтверджується тим, що на поверхні *A* електрода-інструмента слідів дуги не виявлено. Таким чином, при $\alpha = 60^\circ$ поверхня *B* утворюється тільки за рахунок горіння дуги на периферійній частині електрода-інструмента між торцевими поверхнями електродів, а при $\alpha = 0^\circ$ - за рахунок послідовного горіння дуг: між торцевими поверхнями електродів та між бічними поверхнями електродів. В останньому випадку створюються умови для приварювання крупних продуктів ерозії до обробленої поверхні, що також підвищує шорсткість і підтверджується фрактографіями цієї поверхні при збільшенні $\times 30$, $\times 100$, $\times 500$ та $\times 1000$ (рис. 3) та фрактографіями її мікроструктури (рис. 4). За сукупністю цих умов шорсткість бічної поверхні електрода-заготовки після РОД, що формується при $\alpha = 60^\circ$, значно менша та більш рівномірна ніж шорсткість бічної поверхні при $\alpha = 0^\circ$.

В умовах експерименту шорсткість бічної поверхні електрода-заготовки змінювалася у межах від $Ra_{4,8}$ до $Ra_{12,5}$ мкм.

Список літератури

1. А. с. 368965 СССР. М. кл. В 23 Р 1/02. Способ электрофизической обработки металлов / В. И. Носуленко (СССР). - № 1223593/25-8; Заявл. 04.03.68; Не подлежит опубл. в откр. печати.

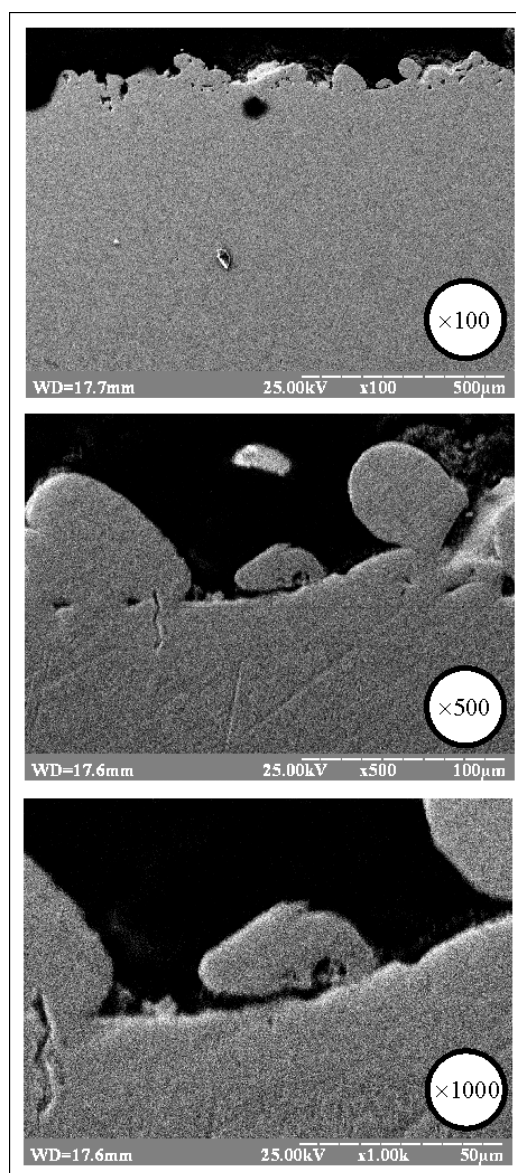


Рисунок 4 - Фрактографії мікроструктури бічної поверхні електрода-заготовки після РОД при $\alpha = 60^\circ$

2. Носуленко В. И., Мещеряков Г. Н. Размерная обработка металлов электрической дугой // Электронная обработка материалов. – 1981. – № 1. – С. 19-23.
3. Боков В. М. Розмірне формо-утворення поверхонь електричною дугою. – Кіровоград: Поліграфічно-видавничий центр ТОВ «Імекс ЛТД», 2002. – 300 с.
4. Боков В. М. Принцип розмірного формоутворення електричною дугою кінцевих поверхонь // Конструювання, виробництво та експлуатація сільськогосподарських машин. Загальнодержавний міжвідомчий науково-технічний збірник. Вип. 32. – Кіровоград: КДТУ, 2002. – С. 99-105.
5. Боков В. М. Фізичний процес електроерозії при розмірній обробці дугою // Вісник Інженерної академії України. Вип. 2. – Київ: ТОВ «Поліпром», 2002. – С. 22-29.
6. Хренов К. К. Сварка, резка и пайка металлов. – М.: Машиностроение, 1973. – 408 с.
7. Лесков Г. И. Электрическая сварочная дуга. – М.: Машиностроение, 1970. – 335 с.
8. Electro-physical Processes in Electric Pulse Metal Cutting from the View of Efficiency and Electrode Wear / G. N. Meshcheriakov. – Process and Metal Transfer of the CIRP Vol 18, 1970, p. 491-499.

В. Боков, М. Попова

Физический механизм формирования электрической дугой шероховатости боковой поверхности

Исследован и описан физический механизм формирования электрической дугой шероховатости боковой поверхности электрода-заготовки в условиях варьирования угла наклона образующей боковой поверхности электрода-инструмента.

V. Bokov, M. Popova

Physical mechanism of lateral surface roughness forming by means of electric arc

Physical mechanism of lateral surface roughness forming of electrode-billet in the conditions of inclination variation of lateral surface generatrix of electrode-instrument is studied and described.

Одержано 11.02.11

УДК 681.542.35

А.М. Мацуй, ас., В.О. Кондратець, проф., канд. техн. наук
Кіровоградський національний технічний університет

Ідентифікація співвідношення руда/вода в приймальному пристрої завиткового живильника як регульованому об'єкті

У статті приведені конструкція блока перетворювачів тиску пульпи та функціональна схема інформаційного блока розробленого засобу ідентифікації співвідношення руда/вода в приймальному пристрої завиткового живильника. Наведені конструктивні дані, складові апаратури, параметри фільтрування сигналів.

ідентифікація, співвідношення руда/вода, блок перетворювачів тиску, інформаційний блок, наднормальний тиск

У збагачувальній галузі найбільш енерговитратним процесом виступає подрібнення руди. В Україні, зокрема, розповсюджені цикли подрібнення руди крупністю 0-25 мм з переробкою пісків двоспірального класифікатора у кульових млинах, які несуть основне навантаження. Відсутність засобів ідентифікації співвідношення руда/вода в даному циклі подрібнення приводить до значного

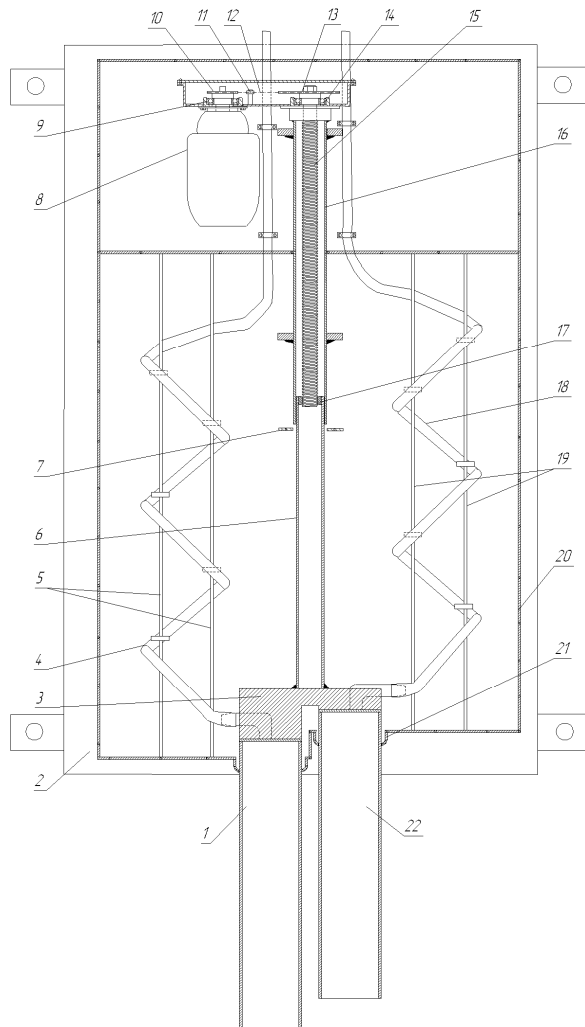
перевитрачання електричної енергії, куль і футерівки, що не відповідає вимогам законодавства України про ресурсозберігаючі технології в енергетиці та промисловості. Враховуючи, що дана стаття спрямована на розв'язання задачі ресурсозбереження в металургійній галузі, її тема є актуальною. Матеріали даної публікації отримані в результаті виконання науково-дослідної роботи “Система комп'ютерної ідентифікації співвідношення тверде/рідке при подрібненні пісків класифікатора” (державний реєстраційний номер 0107U005470).

Задачу автоматичної стабілізації розрідження пульпи здебільшого розв'язували в різні роки стосовно кульових млинів першої стадії подрібнення, однак такі засоби для даного циклу не підходять. Для даних умов запропоновано лише один засіб [1]. Він забезпечує розв'язання даної задачі, однак відрізняється можливістю забивання каналу витратоміра піскового потоку сторонніми включеннями, які мають місце у вітчизняних технологічних процесах. Інші технічні засоби цього призначення тривалий час не розроблялися. Авторами даної публікації запропоновано підхід ідентифікації розрідження пульпи в приймальному пристрої завиткового живильника за рівнем і тиском рідкої суміші [2]. Однак дані задачі в цих технологічних умовах ніхто не розв'язував.

Метою даної роботи є обґрунтування конструкції і розробка засобу ідентифікації співвідношення тверде/рідке в приймальному пристрої завиткового живильника за рівнем і тиском пульпи в ньому.

Засіб ідентифікації співвідношення руда/вода в приймальному пристрої завиткового живильника включає блок перетворювачів тиску пульпи та інформаційний блок. В блоці перетворювачів тиску пульпи ведучою ланкою виступають безпосередньо перетворювачі тиску пульпи у тиск повітря, які являють собою відкриті знизу, а зверху зв'язані з перетворювачами тиску в іншу фізичну величину, вертикально встановлені циліндричні патрубки висотою 600 мм. Тиск повітря в циліндричних патрубках необхідно перетворити в іншу величину, зручну для ідентифікації рівня і тиску пульпи в приймальному пристрої завиткового живильника. Для цього використовують ряд технічних засобів. Аналіз цих засобів показав, що для вимірювання даного параметра слід застосовувати перетворювач вимірювальний наднормального тиску САПФІР-22М-ДИ2120 з діапазоном вимірювання 0-10 кПа. Він має межі допустимої основної приведенної похибки $\pm 0,5\%$ і граничний допустимий робочий наднормальний тиск 75 кПа. Робочим середовищем для нього є повітря. Пристрій призначений для неперервного вимірювання і перетворення наднормального тиску газоподібних і рідких, що не кристалізуються середовищ, неагресивних до матеріалу вимірювальної камери, в уніфікований сигнал постійного струму 0...5 мА або 0-20 мА. Матеріал, що контактує з вимірюваним середовищем, - титан ВТ9 і сплав 12Х18Н10Т.

Перетворювач і тензометричний вимірювач тиску є безінерційними динамічними ланками [3]. Обґрунтування параметрів пневматичних трубок блока перетворювачів тиску пульпи з залученням літературних джерел [4, 5] показало, що вимірювальний канал тиску пульпи, включаючи патрубок, імпульсну трубку та тензометричний перетворювач і тензометричний вимірювач тиску є безінерційними динамічними ланками [3]. Обґрунтування параметрів пневматичних трубок блока перетворювачів тиску пульпи з залученням літературних джерел [4, 5] показало, що вимірювальний канал тиску пульпи, включаючи патрубок, імпульсну трубку та тензометричний перетворювач, являє собою підсилювальну динамічну ланку, яка не вносить викривлень в результат ідентифікації в наслідок впливу ємнісного та чистого запізнювання. Зміна температури навколишнього середовища в межах $+5^{\circ}\text{C} \dots +40^{\circ}\text{C}$ практично не впливає на стан акустичної системи. При цьому пневматична трубка має довжину 3 м, а внутрішній діаметр – 18 мм.



- 1 - основний перетворювач; 2 - основа блока перетворювачів; 3 - проміжний елемент; 4 - імпульсна трубка основного перетворювача; 5 - напрямна спіралі імпульсної трубки основного перетворювача; 6 - шток перетворювачів; 7 - напрямна штока перетворювачів; 8 - виконавчий механізм; 9 - вузол ведучої зірочки ланцюгової передачі; 10 - ведуча зірочка; 11 - натяжний пристрій ланцюга; 12 - ланцюг; 13 - ведома зірочка; 14 - вузол ведомої зірочки; 15 - ходовий вал; 16 - кожух штока перетворювачів; 17 - гайка штока перетворювачів; 18 - імпульсна трубка додаткового перетворювача; 19 - напрямна спіралі імпульсної трубки додаткового перетворювача; 20 - стінка блока перетворювачів; 21 - напрямна перетворювачів; 22 - додатковий перетворювач

Рисунок 1 - Конструкція блока перетворювачів тиску пульпи в приймальному пристрої завиткового живильника

Проведені дослідження дозволили розробити конструкцію блока перетворювачів тиску пульпи в приймальному пристрої завиткового живильника. Блок перетворювачів тиску пульпи показано на рис.1.

Блок перетворювачів тиску пульпи потребує автоматичного керування, оскільки відкриті знизу патрубки періодично необхідно з'єднувати на певний час з атмосферою (60 с) і тривалий час (2 години) витримувати у вихідному стані, що відповідає вимірюванню технологічних параметрів. Стан перетворювачів у блоці змінює автоматично керований електричний двигун виконавчого механізму. Автоматичне управління електричними двигунами здійснюють у функції шляху, у функції часу і у функції швидкості. Аналіз показує, що блок перетворювачів тиску пульпи потребує комбінованого керування – у функції часу і функції шляху. Такі системи керування містять кінцеві вимикачі, що фіксують граничні положення механізму. Враховуючи особливості блока перетворювачів тиску пульпи були розроблені спеціальні конструкції кінцевих вимикачів та система управління.

Інформаційний блок (рис.2) має чотири входи і два виходи. Один вихід забезпечується двома входами, а інший усіма чотирма. Тому кожна вихідна інформація забезпечується практично окремими каналами. Дві величини $P_{ПН1}$ і $P_{ПН2}$ є випадковими

функціями часу, густина руди δ_r – стала, що може приймати різні значення, P_a – атмосферний тиск, що повільно змінюється. Реалізація математичних виразів для визначення рівня і тиску пульпи передбачає нелінійність цих каналів. Оскільки в таких каналах умова стаціонарності не виконується, їх описати з певним наближенням як нелінійні системи немає можливості. Проблемним тут є і забезпечення мінімуму середньої квадратичної помилки вихідного сигналу. Ці задачі відпрацьовані в теорії лінійних систем автоматичного регулювання, які знаходяться під впливом випадкових процесів, та в інформаційній техніці при кількох випадкових процесах на вході [6].

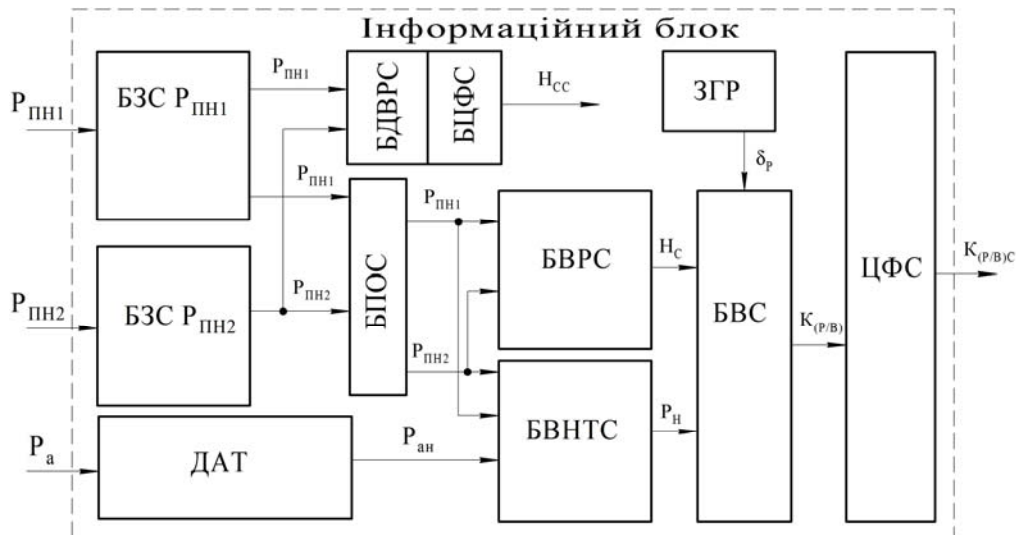


Рисунок 2 – Функціональна схема інформаційного блоку засобу ідентифікації співвідношення руда/вода в приймальному пристрої завиткового живильника

У даному випадку забезпечити мінімум середньої квадратичної помилки вихідних сигналів не можливо як у наслідок нелінійності, так і зважаючи на неможливість змінювати структуру і параметри каналів, які реалізують отримані аналітичні залежності визначення вихідних величин. Зважаючи на це, єдиним підходом забезпечення необхідної точності визначення інформації є вплив на характеристики випадкових процесів – фільтрація випадкових сигналів перед їх обробкою та пошук ділянок випадкових процесів, на яких гарантовано забезпечується точне визначення шуканої величини.

Відомо, що під фільтрацією розуміють будь-яке перетворення сигналів з метою зміни співвідношення між їх компонентами. Більш обґрунтованими і розповсюдженими є методи лінійної фільтрації. Для оцінки якості фільтрації введено кілька критеріїв. Оскільки цифрові фільтри володіють рядом переваг і ефективно працюють до сотень кілогерц, доцільно обрати для фільтрації сигналів цифрові фільтри, а в якості алгоритму фільтрації – розрахунок поточного середнього значення параметра на певному відрізку часу [7].

Цифрові фільтри випадкові процеси на їх входах переводять у невиннові функції часу, тому система автоматичного регулювання буде знаходитись під впливом невиннових сигналів, які можуть ступінчасто змінюватись. Реалізація прийнятого алгоритму фільтрації передбачає визначення оптимального часового інтервалу згладжування сигналів. У даному випадку оптимальне значення інтервалу згладжування сигналів витікає з фізичного змісту задачі. Цикл зміни рівня пульпи відбувається за половину оберту кульового млина, тобто 1,56 с. Однак хвильові процеси дещо можуть відрізнятись між собою в наслідок різної форми козирків захватних елементів, різних фаз стану пульпи в момент входження захватного елемента. Тому час інтегрування можливо взяти і більшим – 1,56 с; 3,12 с; 4,68 с; 6,24 с і т.д.

Випадкові функції часу $P_{ПН1}$ і $P_{ПН2}$ – це практично однакові сигнали, які лише незначно різняться амплітудою і мають у своєму складі найбільш високочастотну складову з періодом 0,3 с або частотою $f_B = 3,3$ Гц [8]. Знання верхнього значення частоти випадкового сигналу дозволяє встановити інтервал Δt знімання значень з неперервного процесу. Цей інтервал для похибки, що не перевищує 2%, дорівнює [9]

$$\Delta t \leq \frac{1}{2f_B},$$

де f_B – верхня частота складової випадкового процесу.

З врахуванням $f_B = 3,3$ Гц цей інтервал повинен складати $\Delta t \leq 0,152$ с. Прийmemo його в чотири рази меншим, тобто $\Delta t = 0,04$ с, підвищивши точність отримуваної інформації.

У зв'язку з викладеним інформаційний блок (рис.2) буде містити блоки запам'ятовування сигналів БЗС $P_{ПН1}$ і БЗС $P_{ПН2}$, в які заноситься по чергово поточна інформація з вторинних перетворювачів тиску через 0,04 с за кожний цикл 1,56 с. Кожна пара цих значень з даних блоків використовується БДВРС (блоком дискретного визначення рівня середовища) для визначення поточного значення рівня пульпи. Отримані результати піддаються цифровій фільтрації блоком цифрової фільтрації сигналу (БЦФС), на виході якого отримують середнє значення рівня середовища H_{CC} .

Однак алгоритм фільтрації сигналу рівня середовища не виявляється найкращим для визначення співвідношення руда/вода та його складових – рівня й тиску пульпи у приймальному пристрої. В динамічних умовах може бути певне неспівпадіння між рівнем і тиском пульпи у приймальному пристрої завиткового живильника. Таке неспівпадіння може бути ще більшим в осереднених сигналах рівня і тиску пульпи, тому запобігаючи виникненню додаткової помилки, доцільно застосувати інший алгоритм цифрової фільтрації – пошук ділянок незмінного значення рівня пульпи в реалізаціях випадкового процесу [10]. Цю задачу реалізує блок попередньої обробки сигналів БПОС. Незмінні пари значень $P_{ПН1}$ і $P_{ПН2}$ поряд з поточним значенням атмосферного тиску використовують для знаходження відповідних незмінних значень рівня H_C і наднормального тиску P_H середовища блоками БВРС і БВНТС, по яким з залученням густини руди δ_P розраховують блоком визначення співвідношення БВС незмінне співвідношення руда/вода. Отримані результати в процесі цифрового фільтрування ЦФС формують осереднене значення співвідношення руда/вода.

Оскільки блок перетворювачів тиску пульпи може змінювати своє положення, його стан і робота інформаційного блока повинні бути узгодженими. Знімання інформації з перетворювачів тиску пульпи можливо здійснювати лише в стані знаходження їх у нижньому робочому положенні.

Таким чином, засіб ідентифікації співвідношення руда/вода в приймальному пристрої завиткового живильника повинен включати розроблений блок перетворювачів тиску пульпи та інформаційний блок з запропонованою функціональною схемою. Оскільки блок перетворювачів повинен періодично виводитись з пульпи, його необхідно забезпечити відповідними технічними засобами.

На підставі проведених досліджень відкривається перспектива розробки блока ідентифікації співвідношення руда/вода в приймальному пристрої завиткового живильника та технічних засобів автоматичного управління роботою блока перетворювачів тиску пульпи, автоматичного керування інформаційним блоком, реалізації керуючих команд.

Список літератури

1. А.с. 388790 СССР, МКИ В 03 б 11/00. Устройство для автоматического контроля загрузки и стабилизации разжижения пульпы в мельнице / Ф.Н. Дегтярев, А.А. Мерзляков, В.А. Кондратец, В.И. Новохатько, Н.И. Кучма, Т.И. Гуленко (СССР). – №1420849/29-33; заявл. 30.03.70; опубл. 05.07.73, Бюл. № 29.
2. Пат. 7741 Україна. МКВ 7 В 03 б 11/00. Спосіб автоматичного контролю розрідження пульпи в млинах, що подрібнюють піски механічних класифікаторів / В.О. Кондратець, А.М. Мацуї; заявник і патентовласник Кіровоградський національний технічний університет.- №20041007979; заявл. 01.10.04; опубл. 15.07.05, Бюл. №7.
3. Танатар А.И. Элементы промышленной автоматики и их динамические свойства / Танатар А.И.- К.: Техніка, 1975.- 232 с.
4. Нуберт Г.П. Измерительные преобразователи неэлектрических величин. Введение в теорию, расчет и конструирование / Нуберт Г.П.; пер. с англ. М.М. Фетисова.-Л.: Энергия, 1970.- 360 с.
5. Лойцянский Л.Г. Механика жидкости и газа / Лойцянский Л.Г.- М.: Наука, 1987.- 840 с.
6. Свешников А.А. Прикладные методы теории случайных функций / Свешников А.А.- М.: Наука, 1968.- 464 с.
7. Алиев Т.М. Измерительная техника / Т.М. Алиев, А.А. Тер-Хачатуров.- М.: Высшая шк., 1991.- 384 с.

8. Кондратець В.О. Аналіз умов і засобів ідентифікації розрідження пульпи в приймальному пристрої завиткового живильника / В.О. Кондратець, А.М. Мацуї // Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація: зб. наук. праць КНТУ.- 2009.- №22.- С. 36-43.
9. Солодовников В.В. Статистическая динамика линейных систем автоматического управления / Солодовников В.В.- М.: Физматгиз, 1960.- 600 с.
10. Мацуї А.М. Алгоритм обробки складних сигналів при ідентифікації розрідження пульпи у завитковому живильнику / Мацуї А.М. // Материали XIII Международного молодежного форума. Часть 2. ["Радиоэлектроника и молодежь в XXI веке"], (Харьков, 30 марта-1 апреля 2009г.) / М-во образования и науки Украины, Харьковский нац. ун-т радиоэлектроники.- Харьков, 2009.- С.347.

А. Мацуї, В. Кондратець

Идентификация соотношения руда/вода в приемном устройстве улиткового питателя как регулируемом объекте

В статье приведена конструкция блока преобразователей давления пульпы и функциональная схема информационного блока разработанного средства идентификации соотношения руда/вода в приемном устройстве улиткового питателя. Приведены конструктивные данные, составляющие аппаратуры, параметры фильтрации сигналов.

A. Matsuy, V. Kondratets

Identification of the ore/water ratio in the snail feeder's takers-off as managed object

In the article the construction of block of transformers pulp and functional diagram of informative block of the developed mean of identification of ratio is resulted ore/water in the snail feeder's takers-off. Structural information, making apparatuses, parameters of filtration of signals, is resulted.

Одержано 07.02.11

УДК 658.011.56

В.О. Кондратець, проф., канд. техн. наук, О.М. Сербул, канд. техн. наук

Кіровоградський національний технічний університет

Теоретичне дослідження динаміки САР розрідження пульпи в млинах з циркулюючим навантаженням

В статті приведені результати теоретичних досліджень динаміки системи автоматичного регулювання розрідження пульпи в млинах з циркулюючим навантаженням. Показано, що розроблена система є стійкою при вибраних параметрах лінійної та нелінійної частини, автоколивання в якій не можливі. Запропонований ідеальний релейний елемент, що може спрацьовувати і відпускати при різниці в сигналах всього на 1,0 % від заданого значення співвідношення руда/вода, забезпечує високу якість автоматичного регулювання. Система забезпечує найкращу якість при максимально можливому в ній передавальному відношенні редуктора виконавчого механізму, що дорівнює 0,02.

теоретичне дослідження, динаміка САР, розрідження пульпи, млин з циркулюючим навантаженням

В Україні збагачення бідних залізних руд отримало широке розповсюдження. Зокрема, тут розміщені найбільші у світі гірничозбагачувальні комбінати, де корисні копалини здебільшого у першій стадії подрібнюються кульовими млинами з циркулюючим навантаженням, які споживають велику кількість куль, футерівки та електричної енергії. Найкращі показники при номінальному завантаженні рудою вони забезпечують в умовах певного співвідношення руда/вода, що визначається

особливостями руди та її крупністю. Відсутність ефективних засобів автоматичного підтримання даного параметра на заданому рівні приводить до значних непродуктивних втрат електричної енергії, куль і футерівки та до недоотримання готового продукту. Нерозв'язання даної задачі гальмує реалізацію Державної науково-технічної програми «Ресурсозберігаючі технології нового покоління в гірничо-металургійному комплексі», затвердженої Законом України «Про основи державної політики у сфері науки і науково-технічної діяльності», по напрямку 5.3.1 «Розробка технологій видобутку та збагачення сировинних матеріалів для металургійного виробництва, в тому числі з використанням відходів виробництва» та вимагає розробки теми «Комп'ютерно інтегрована система автоматичного регулювання співвідношення руда/вода в кульових млинах з циркулюючим навантаженням» (реєстраційний номер 0106U000981), яка входить до плану наукової тематики Кіровоградського національного технічного університету і присвячена даній проблемі. Враховуючи, що САР розрідження пульпи займає одне з центральних місць у розв'язанні даної задачі, тема статті є актуальною.

Дослідженням і розробкою даних засобів в різні роки займається ряд науковців – це А.Г. Астахов, В.О. Бунько, В.А. Воронов, Ю.Г. Качан, В.З. Козін, Є.В. Кочура, О.М. Марюта, В.С. Моркун, О.М. Тихонов, В.В. Ткачов, А.Є. Троп, М.В. Федоровський, К.А. Шумілов, Д. Гілберт, А. Лінч та ін. Розроблені пристрої з різних причин не отримали розповсюдження на рудозбагачувальних фабриках. Запропоновані в останні роки підходи ідентифікації співвідношення руда/вода у млині з циркулюючим навантаженням [1] та автоматичної стабілізації параметра [2] дозволяють більш ефективно розв'язати дану задачу, однак система автоматичного регулювання (САР) подачею води в кульовий млин повинна володіти високими динамічними властивостями, забезпеченням яких ніхто не займався.

Метою даної роботи є забезпечення високих динамічних властивостей системи автоматичного регулювання подачі води в кульовий млин і якості процесу керування без втрати стійкості в умовах широких меж зміни витрати матеріальних потоків.

Керованим об'єктом в системі автоматичного регулювання розрідження пульпи в млинах з циркулюючим навантаженням є відрізок магістрального трубопроводу подачі води в кульовий млин з регульовальним органом (двосідловим клапаном) та датчиком витрати води – електромагнітним витратоміром. Крім цього до складу системи входить релейний цифровий регулятор, безконтактний реверсивний пускач ПБР-2, виконавчий механізм типу ПР1-М, перетворювальний механізм з лінійною статичною характеристикою. Він узгоджує характер руху вихідної ланки виконавчого механізму та вхідної регульовального органу. Регульована величина – співвідношення руда/вода задається здавачем, а визначається блоком ідентифікації по сигналам здавачів вологовмісту в пісках, густини твердого, витрати води у пісковий жолоб класифікатора та витратоміра води в кульовий млин, конвеєрних вагів вихідної руди, вимірювача витрати пульпи у пісковому жолобі. Автоматичний регулятор визначає різницю сигналів блока ідентифікації і задавача співвідношення руда/вода, формує командний імпульс у випадку їх неспівпадіння та підсилює його амплітуду.

Релейний цифровий регулятор має релейну характеристику. Таку ж характеристику має і безконтактний реверсивний пускач. Їх характеристики можна привести до однієї еквівалентної. Систему автоматичного регулювання при цьому слід розглядати як нелінійну. Оскільки нелінійні системи автоматичного регулювання можливо досліджувати лише з однією (або однією еквівалентною) нелінійністю, всі останні технічні засоби повинні бути лінійними. Це особливо стосується вузла: витратомір води – відрізок магістрального трубопроводу – регульовальний орган, оскільки статичні характеристики останнього часто нелінійні. Проведені теоретичні дослідження показали, що в якості узагальненого регульованого об'єкта системи автоматичного регулювання розрідження пульпи в кульовому млині виступає відрізок

магістралі подачі води діаметром 80 мм, який містить задвижку, коліно під кутом 90°, вхід зі скругленими кромками, регулювальний орган (двосідловий клапан) та індукційний витратомір з такими ж умовними діаметрами. При даних параметрах узагальнений регульований об'єкт забезпечує необхідну пропускну спроможність і є безінерційною лінійною динамічною ланкою [3].

Ідентифікація співвідношення руда/вода в цифровому вигляді являє собою незалежну задачу і не впливає на характер поведінки системи. Цифрові засоби ідентифікації, задавання регульованої величини, порівняння сигналів можна віднести до лінійної частини. Засоби формування порогового рівня, узгоджуючи ланцюги і безконтактний реверсивний пуск ПБР-2 являють собою нелінійний елемент релейного типу. Всі інші ланки є неперервними і лінійними – реверсивний двофазний асинхронний виконавчий двигун, редуктор, перетворювальний механізм, регулювальний орган разом з відрізком труби, по якій подається вода у кульовий млин, і витратоміром. Таким чином, система автоматичного регулювання співвідношення руда/вода в кульовому млині є нелінійною і її можна подати у вигляді двох складових – лінійної та нелінійної частини.

Лінійна частина системи вміщує ряд елементів. Визначимо її передавальну функцію. Оскільки в лінійній частині всі динамічні ланки з'єднані послідовно, її результуюча передавальна функція дорівнює добутку передавальних функцій окремих елементів, тобто

$$W_L(p) = W_{eo}(p) \cdot W_P(p) \cdot W_{PM}(p) \cdot W_{PO}(p) \cdot W_{BP}(p), \quad (1)$$

де $W_{eo}(p)$, $W_P(p)$, $W_{PM}(p)$, $W_{PO}(p)$, $W_{BP}(p)$ – відповідно передавальні функції електродвигуна виконавчого механізму, редуктора, перетворювального механізму, регульовального органу з трубою і витратоміром та вимірювального пристрою.

Передавальна функція електродвигуна виконавчого механізму, як показали дослідження, дорівнює

$$W_{eo}(p) = \frac{9900 \text{ град}}{p(0,2p + 1)}. \quad (2)$$

Знижувальний редуктор виконавчого механізму є пропорційною динамічною ланкою. Відповідно даним виконавчого механізму його передавальний коефіцієнт може бути встановлений на наступних дискретних рівнях: 0,02; 0,0067; 0,0033; 0,0022; 0,00167 відповідно для часу півоберту вихідного вала 10; 30; 60; 90; і 120 с.

Перетворювальний механізм обертові рухи вихідного вала редуктора перетворює у поступальні його вихідної ланки, тобто у поступальні рухи штока регульовального органу. Він також є пропорційною динамічною ланкою. При повному ході штока 25 мм передавальний коефіцієнт перетворювального механізму складає 0,1389 мм/град.

Регулювальний орган, відрізок труби і датчик витрати води мають передавальний коефіцієнт, що дорівнює одиниці. Отже, даний вузол є пропорційною динамічною ланкою з передавальним коефіцієнтом $k_{YO} = 1$, В/мм.

Вимірювальний пристрій системи (датчик співвідношення $K_{(p/e)}$, порівняльний пристрій і задавач) можна вважати підсилювальною ланкою, що характеризується рівнянням

$$\Delta K_{(p/e)} = k_{BP} \Delta Q_B, \quad (3)$$

де $\Delta K_{(p/e)}$ – зміна співвідношення руда/вода після порівняння сигналів;

k_{BP} – передавальний коефіцієнт вимірювального пристрою;

ΔQ_B – зміни витрати води в регульованому об'єкті, подані сигналом витратоміра води. Коефіцієнт $k_{BP} = 1$, 1/В, оскільки перетворення ΔQ_B в $K_{(p/e)\phi}$ здійснюється з коефіцієнтом, що дорівнює 1, 1/В, а $K_{(p/e)\phi}$ в $\Delta K_{(p/e)}$ – з безрозмірним коефіцієнтом 1.

Таким чином, результуюча передавальна функція лінійної частини системи дорівнює

$$W_L(p) = W_{ed}(p) \cdot k_p \cdot k_{пм} \cdot k_{yo} \cdot k_{вп}, \quad (4)$$

з врахуванням чисельних значень

$$W_L(p) = \frac{1375,11 \cdot k_p}{p(0,2p+1)}, \quad (5)$$

де k_p – передавальний коефіцієнт редуктора, який можна ступінчасто змінювати.

Рівняння амплітудно-фазової частотної характеристики лінійної частини системи відповідно (5) буде

$$W_L(p) = \frac{1375,11 \cdot k_p}{j \cdot \omega \cdot (0,2 \cdot j \cdot \omega + 1)}. \quad (6)$$

Нелінійна частина системи включає безконтактний реверсивний пуск ПБР-2, узгоджувальні ланцюги контролера та цифрову операцію формування порогового рівня по сигналу $\pm \Delta K_{p/6}$ з наступним цифровим формуванням вихідного сигналу контролера + 5 В. Цифрове формування вихідного сигналу контролера при досягненні певного значення $\Delta K_{p/6}$, миттєве спрацювання узгоджувальних ланцюгів і ПБР-2 створюють ідеальний релейний елемент, який спрацьовує і відпускає практично при одному і тому ж сигналі на вході. Його характеристика буде мати вигляд, показаний на рис. 1. При досягненні порогового значення $\pm \Delta K_{(p/6)П}$ релейний елемент спрацьовує і на виході формується сигнал $U = 220$ В прямої або оберненої фази.

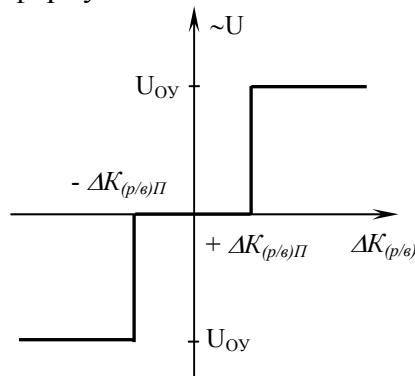


Рисунок 1 - Характеристика нелінійного елемента системи автоматичної стабілізації співвідношення руда/вода

В нелінійних системах часто виникають стійкі автоколивальні режими. У таких випадках найбільш зручно досліджувати нелінійну систему методом гармонічного балансу. Даний метод можна застосовувати, якщо періодичний розв'язок, який відшукують, наближений до синусоїдального, тобто, якщо можливо знехтувати вищими гармоніками розкладу періодичного розв'язку в тригонометричний ряд. Умови, яким повинна задовольняти нелінійна система у випадку застосування методу гармонічного балансу, зводяться до наступного [4]:

- характеристичне рівняння лінійної частини $p(0,2p+1)=0$ не повинно мати чисто умовних коренів і коренів з додатною дійсною частиною (наявність нульових коренів допускається);

- повинна виконуватись так звана узагальнена властивість низькочастотного фільтра

$$\left| \frac{1375,11 \cdot k_p}{j \cdot n \cdot \omega (0,2 j \cdot n \cdot \omega + 1)} \right| \ll \left| \frac{1375,11 \cdot k_p}{j \cdot \omega (0,2 j \cdot \omega + 1)} \right|, \quad (7)$$

де n – номер вищої гармоніки;

- модуль частотної функції лінійної частини при зростанні номера вищої гармоніки повинен прагнути до нуля. Дану вимогу можна записати виразом

$$\left| \frac{1375,11 \cdot k_p}{j \cdot n \cdot \omega (0,2 j \cdot n \cdot \omega + 1)} \right| \rightarrow 0 \text{ при } n \rightarrow \infty, \quad (8)$$

- коефіцієнти розкладу поблизу періодичного режиму, що відшукується, повинні змінюватися достатньо плавно.

Як показує аналіз, дані умови виконуються.

Коефіцієнти розкладу для отриманої релейної характеристики мають вигляд

$$q(A) = \frac{4B}{\pi A} \sqrt{1 - \left(\frac{a}{A}\right)^2}; \quad b(A) = 0; \quad a < A, \quad (9)$$

де B – параметр релейної характеристики;

a – порогове значення вхідної величини релейного елемента;

A – амплітуда автоколивань нелінійної системи.

Для даної системи $B = U_Y = 220$ В, $a = \Delta K_{(p/\varepsilon)\Pi}$. З врахуванням конкретних значень

$$q(A) = \frac{4U_Y}{\pi A} \sqrt{1 - \left(\frac{\Delta K_{(p/\varepsilon)\Pi}}{A}\right)^2}, \quad (10)$$

де A – амплітуда автоколивань, виражена в одиницях співвідношення руда/вода.

Еквівалентний комплексний коефіцієнт підсилення в даному випадку є дійсним числом

$$J(A) = \frac{4U_Y}{\pi A} \sqrt{1 - \left(\frac{\Delta K_{(p/\varepsilon)\Pi}}{A}\right)^2}. \quad (11)$$

Зворотна амплітудна характеристика

$$-\frac{1}{J(A)} = -\frac{\pi A}{4U_Y \sqrt{1 - \left(\frac{\Delta K_{(p/\varepsilon)\Pi}}{A}\right)^2}}. \quad (12)$$

Перетворивши вираз (12), отримаємо

$$-\frac{1}{J(A)} = -\frac{\pi \cdot A^2}{4U_Y \sqrt{A^2 - \Delta K_{(p/\varepsilon)\Pi}^2}}. \quad (13)$$

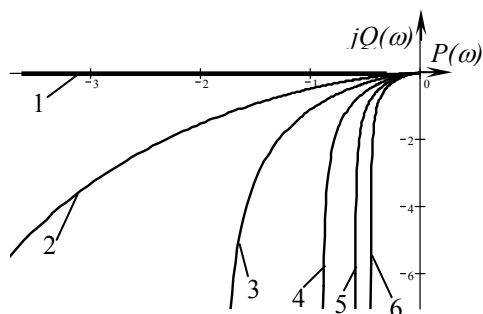


Рисунок 2 - Частотні характеристики лінійної частини системи і нелінійного елемента:

1 – зворотна амплітудна характеристика; 2; 3; 4; 5; 6 – амплітудно-фазові частотні характеристики лінійної частини при значеннях k_p відповідно 0,02; 0,0067; 0,0033; 0,0022; 0,00167

Частотні характеристики лінійної частини системи і нелінійного елемента приведені на рис. 2. Вони отримані за виразами (6) і (12) при різних значеннях k_p і $\Delta K_{(p/\varepsilon)\Pi} = 0,5$. В даних залежностях A змінювалася від 0,5 до ∞ , а колова частота ω від 0 до ∞ . Передавальному коефіцієнту k_p редуктора надавались дані відповідно паспортним характеристикам.

З рис. 2 слідує, що характеристики $-\frac{1}{J(A)}$ і $W_L(j\omega)$ не перетинаються ні при яких параметрах системи. Це свідчить про те, що автоколивальний режим в САР відсутній, а вона стійка.

При спрацюванні релейного елемента система автоматичного регулювання здійснює перехідний процес. Він визначається рівнянням, що описує динаміку лінійної частини системи. Воно може бути отримане з залежності (5)

$$p(0,2p+1) \cdot \bar{K}_{(p/\varepsilon)\varepsilon} = 1375,11 \cdot k_p \cdot \bar{U}_Y, \quad (14)$$

звідки

$$\bar{K}_{(p/\varepsilon)\varepsilon} = \frac{1375,11 \cdot k_p \cdot \bar{U}_Y}{p(0,2p+1)}. \quad (15)$$

Здійснивши перехід від зображення за Лапласом до оригіналу при подачі на вхід ступінчастого діяння $\bar{U}_y = const$ і при нульових початкових умовах, отримуємо вираз перехідної функції

$$K_{(p/e)в} = [1375,11 \cdot k_p \cdot t - 1375,11 \cdot k_p \cdot 0,2(1 - e^{-5 \cdot t})] U_y. \quad (16)$$

Вихідна величина системи в перехідному процесі $K_{(p/e)в}$ є функцією часу. Чим швидше буде змінюватись $K_{(p/e)в}$, тим скоріше в системі буде наступати відповідність між заданим значенням співвідношення руда/вода $K_{(p/e)з}$ і фактичним значенням $K_{(p/e)в}$. Тобто, чим буде швидша зміна $K_{(p/e)в}$ в часі, тим вищою буде якість регулювання системи.

Відповідно (16) візьмемо першу похідну $K_{(p/e)в}$ по часу t . Вона буде дорівнювати

$$\frac{dK_{(p/e)в}}{dt} = 1375,11 \cdot k_p \cdot U_y (1 - e^{-5 \cdot t}). \quad (17)$$

Вираз (17) характеризує чутливість $K_{(p/e)в}$ до часу. Чим вища чутливість, тим швидша зміна $K_{(p/e)в}$ в перехідних процесах. При небалансі на вході системи перехідний процес кожного разу проходить однаково. З виразу (17) видно, що найкращих результатів регулювання можна досягнути при максимальному значенні k_p . Отже, передавальне співвідношення редуктора необхідно вибирати якомога вищим, тобто, $k_p = 0,02$. Це забезпечить найкращу якість регулювання.

З іншого боку, якість регулювання буде визначатися зоною нечутливості релейного елемента $\pm \Delta K_{(p/e)}$, оскільки ввімкнення двигуна буде здійснюватися при досягненні значення $+\Delta K_{(p/e)}$ або $-\Delta K_{(p/e)}$, а відключення – при досягненні певного меншого значення. Чим вужчою буде зона нечутливості релейного елемента, тим якість регулювання буде вищою. В розробленій конструкції релейного елемента поріг спрацювання $\Delta K_{(p/e)П}$ може бути встановленим практично на будь-якому рівні, однак нульовим він бути не може. Його доцільно встановити на рівні, що відповідає зміні базового значення $K_{(p/e)з}$ на один відсоток, тобто $\Delta K_{(p/e)П} = 0,043$. тоді система буде підтримувати $K_{(p/e)}$ в межах зміни на $\pm 1,0$ % відносно базового значення 4,3.

Таким чином, розроблена система автоматичного регулювання співвідношення руда/вода є стійкою при вибраних параметрах лінійної та нелінійної частини. Автоколивання в ній не можливі. Реалізований ідеальний релейний елемент, який може спрацьовувати і відпускати при різниці в сигналах всього на 1,0 % від заданого значення співвідношення руда/вода, забезпечує високу якість автоматичного регулювання. Система буде мати найкращу якість при максимально можливому в ній передавальному відношенні редуктора виконавчого механізму, що дорівнює 0,02, та найвужчій зоні нечутливості релейного елемента, яка технічно може бути здійсненою.

Проведені дослідження відкривають перспективу розробки діючого зразка комп'ютеризованої системи ідентифікації та регулювання розрідження пульпи в млинах з циркулюючим навантаженням.

Список літератури

1. Кондратець В.О. Ідентифікація співвідношення руда/вода на вході кульового млина /В. Кондратець, О. Сербул //Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація: Зб. наук. праць КНТУ. – 2006. – № 17. – С. 265-272.
2. Патент на корисну модель 40465 України МПК В 03 В 11/00, В 02 С 25/00. Пристрій автоматичної стабілізації розрідження пульпи в млинах з циркулюючим навантаженням /Кондратець В.О., Сербул О.М.; заявник и патентовласник Кіровоград. нац. техн. ун-т. - № 200813005; заявл. 10.11.2008; опубл. 10.04.2009, Бюл. № 7.
3. Кондратець В.О. Дослідження узагальненого регульованого об'єкта системи автоматичної стабілізації розрідження пульпи в кульовому млині /В.О. Кондратець, О.М. Сербул //Матеріали IX Міжнародної науково-практичної конференції. Том 17. Технічні науки. ["Наука та освіта '2006"], (Дніпропетровськ, 23-31 січня 2006р.) /Дніпропетровський нац. ун-т, Вид-во "Наука і освіта". – Дніпропетровськ: Наука і освіта, 2006. – С. 127-131.

4. Попов Е.П. Приближенные методы исследования нелинейных автоматических систем /Е. Попов, И. Пальтов. – М.: Физматгиз, 1960. – 792 с.
5. Зайцев Г.Ф. Теорія автоматичного управління /Зайцев Г.Ф., Стеклов В.К., Бріцький О.І. – К.: Техника, 2002. – 688 с.

В. Кондратец, А. Сербул

Теоретические исследования динамики САР разжижения пульпы в мельницах с циркулирующей нагрузкой

В статье приведены результаты теоретических исследований динамики системы автоматического регулирования разжижения пульпы в мельницах с циркулирующей нагрузкой. Показано, что разработанная система является устойчивой при выбранных параметрах линейной и нелинейной части, автоколебания в которой невозможны. Предложенный идеальный релейный элемент, который может срабатывать и отпускать при разнице в сигналах всего на 1,0 % от заданного значения соотношения руда/вода, обеспечивает высокое качество автоматического регулирования. Система обеспечивает наилучшее качество при максимально возможном в ней передаточном отношении редуктора исполнительного механизма, который равняется 0,02.

V. Kondratets, A. Serbul

Theoretical researches of dynamics of SAR dilution of pulp in mills with the circulatory loading

In the article are presented results over of theoretical researches of dynamics the system of automatic control dilution of pulp in mills with the circulatory loading. It is shown that the worked out system is steady at the chosen parameters of linear and nonlinear part, self-excited oscillations in which are impossible. The offered ideal relay element which can work and release at a difference in signals only on 1,0 % from the set value of correlation ore/water, provides high quality of automatic control. The system provides the best quality at the maximally possible in her transmission relation of reducing gear of executive mechanism which is evened 0,02.

Одержано 07.02.11

УДК 658.512.011.56.001.85

Г.М.Клещёв, проф., канд. техн. наук

Одесская государственная академия технического регулирования и качества

Исследование станочных погрешностей в условиях производства деталей штампов в среде адаптивной сквозной компьютерной технологии

В работе проведены исследования, связанные с погрешностями станочных приводов при изготовлении деталей штампов в среде адаптивной компьютерной технологии
модель, компьютерная технология управления, детали штампов, адаптация

Введение. В современном производственном процессе холодная листовая штамповка (ХЛШ) является одним из наиболее распространённых методов, который позволяет:

1. Изготавливать самые разнообразные по форме детали в короткие сроки с минимальными затратами.
2. Обеспечивать удельный вес штампуемых деталей для основных отраслей промышленности до 60% до 85%.
3. Обеспечивать применение холодной листовой штамповки кроме серийного, а также в мелкосерийном и единичном производствах.

В тоже время при единичном (индивидуальном) или мелкосерийном

производстве вопросы стоимости и экономичности занимают основное место в рыночных отношениях. От серийности и количества выпускаемой продукции значительно зависят и вышеуказанные показатели.

Состояние проблемы, анализ последних исследований и публикаций. Тенденция роста рынка к мелкосерийному (единичному) производству изделий заставила многих производителей обращаться к более гибким методам обработки, позволяющим чаще перестраивать производство, затрачивая на это минимум времени и трудозатрат. В связи с этим возникла необходимость в математически и технически гибких механизмах и системах управления, позволяющих повысить производительность при мелкосерийном производстве, для которых традиционные методы автоматизации непригодны.

Рассмотренные последние публикации и в них исследования носят демонстрационный характер[1] с относительным приближением к реальному проектированию и изготовлению штампов ХЛШ.

Цель работы. Сокращение времени проектирования и трудовых затрат изготовления штампов ХЛШ.

Методика исследования. Учитывая изложенное разработана и исследована модель интегрированной сквозной компьютерной технологии управления подготовкой производства (МИСКТУПП) и изготовления деталей штампов [2] представлена на рисунке 1. В процессе исследования применялись: адаптивный метод, теория распознавания образов, имитационный метод, метод системно- структурного анализа. Методика исследования апробирована в процессе опытно- промышленного внедрения.

Основные результаты исследования. Работа МИСКТУПП заключается в следующем. На вход подаётся чертёж штампуемой детали заказчика. Чертёж заказчика кодируется по инструкции и передаётся в интегрированную систему автоматизированного проектирования штампов. Интегрированная система состоит из:

- системы «Вход»: контроль исходного задания с визуальной проверкой на плоттере; системы «Раскрой»: чертежи раскроя (уклада) контуров деталей заказчика и сведения технологического характера; системы «Конструктор»: информация о спроектированных деталях штампа (чертежи);

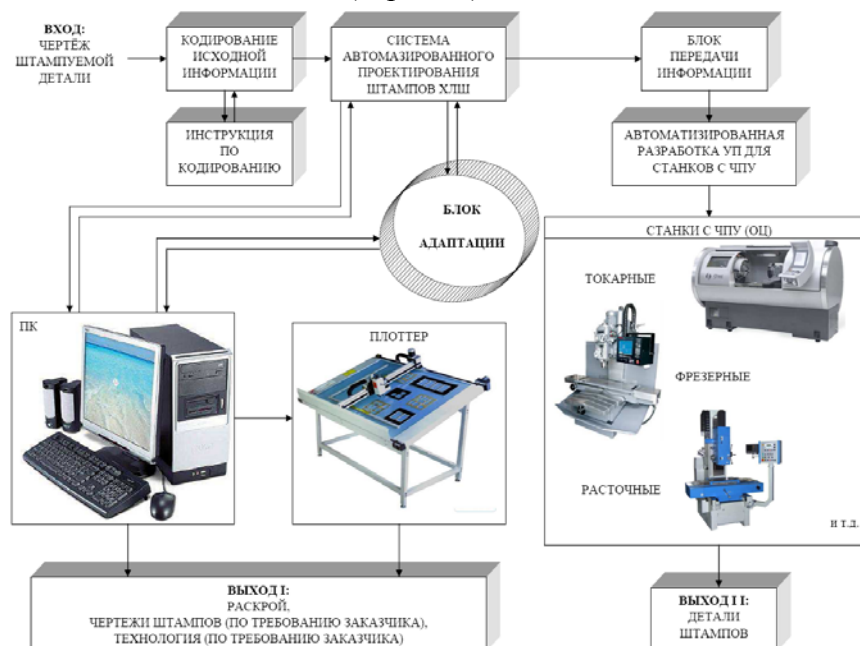


Рисунок 1- Модель свёрнутой интегрированной сквозной компьютерной технологии управления подготовкой производства и изготовления деталей штампов с блоком адаптации

- системы «Технолог»: информация для автоматизированной разработки управляющих программ (УП) для станков с ЧПУ, (технологические карты) по требованию заказчика (Выход I); системы «Сапфир» для разработки УП;
- производственного блока (станочный комплекс - станки с СПУ) по изготовлению штамп- полуфабрикатов: блоков и пакетов и доработки пакетов (формообразующего инструмента и сопрягаемых деталей) по детали заказчика (Выход II).

В производственных условиях возникают непредвиденные «изменения производственных условий» по: материалу, конфигурации детали заказчика, размерам детали и т.п. Без учёта этих «изменений» система работает не гибко. Для учёта этих «производственных изменений» в МИСКТУПП разработан «Блок адаптации», который функционирует следующим образом.

В том случае, когда возникают производственные условия отличные от тех на которые настроена «сквозная компьютерная технология...», срабатывает блок адаптации. В блоке адаптации подключаются блоки: «Сравнения, распознавания и оценивания», «Программного поля восприятия», блок «Алгоритмов адаптации», блок «Нормативно – справочной информации», блок «Знаний». Это позволяет в основном адаптироваться к изменяющимся производственным условиям. В противном случае задание снимается для доработки в стационарных условиях. Более подробно работа блока адаптации описана в статье [3].

Станочный комплекс (см.рисунок) состоящий из станков с ЧПУ, обрабатывающих центров (ОЦ), а в целом- гибкий производственный модуль (ГПМ) предназначен для обработки сложных формообразующих поверхностей инструмента штампов (матриц, пуансон- матриц, пуансонов, плит нижних и верхних и т.д) в процессе обработки влияет на их точность.

В настоящее время точность изготавливаемых деталей существенно зависит от погрешностей в приводах станков.

При изготовлении деталей штампов большое значение приобретает точность, а отсюда и качество их изготовления. В связи с указанным необходимо учитывать погрешности станков и их управляющих устройств.

В качестве примера рассмотрим следящий привод подач, который преобразует информацию, поступающую от устройств управления, в узел перемещения механизма и выполняет функцию преобразования электрической энергии в механическую. Микропроцессорные системы ЧПУ имеют существенно более высокое быстродействие по сравнению с электромеханической системой привода. Поэтому управление ЧПУ позволяет, практически безинерционно, сформировать сигналы управления движения формообразующих и вспомогательных механизмов ГПМ. В этих условиях динамические и статические показатели привода имеют решающее значение для обеспечения производительности и точности движения отдельных агрегатов гибкой автоматизированной системы производства (ГАСП) и системы в целом.

Стремление к снижению погрешностей, потерь мощности и нагрева, увеличение надёжности, качества и упрощение обслуживания привело к замене гидравлических приводов подач электрическими. Это привело в дальнейшем к замене коллектора со щётками на вентильные двигатели и привода с синхронными и асинхронными двигателями.

Рассмотрим привод подач управляемый по детерминированной программе, задающей входные сигналы в функции времен по каждой координате. Это позволяет определить и компенсировать систематические ошибки. Представим в общем виде систематические ошибки стационарного режима следящих приводов и их величины для типовых входных воздействий, пользуясь методом коэффициентов ошибок [4].

Систематическая погрешность ε является разностью математических ожиданий выходных m_v и входных m_n переменных систем. При некоррегированных входных воздействиях по координатам получим при трёхкоординатной обработке

$$\varepsilon_x = m_{xv} - m_{xn}; \varepsilon_y = m_{yv} - m_{yn}; \varepsilon_z = m_{zv} - m_{zn}. \quad (1)$$

В линейной системе с выходными сигналами, представляющими собой полином не выше n -й степени относительно времени, формула (1) примет вид

$$\varepsilon_x(t) = \sum_{r=0}^n C_{rx} m'_{xn}(t), \quad (2)$$

где $\varepsilon_x(t)$ – текущее значение систематической ошибки на координате X ;

аналогичное выражение получим для координаты Y и Z ;

m'_{xn} – производная степень r ($r = 0, 1, 2, \dots$) от математического ожидания входной переменной m_{xn} ;

C_{rx} – коэффициент ошибки по координате X для производной степени r ,

$$C_{rx} = 1/r! W'(0) - v_r, \quad (3)$$

где $W'(0)$ – производная от передаточной функции линеаризованных уравнений системы для $j\omega = 0$;

v_r – коэффициент линейного дифференциального оператора.

По формуле (3) при $r = 0$ получим значение коэффициента ошибки перемещения, а при $r = 1$ и $r = 2$ – соответственно значения коэффициентов ошибки по скорости и ускорению. Для следящей системы выражение (3) получает вид (при $v_0 = 1, v_1 = v_2 = \dots = 0$):

$$C_0 = W(0) - 1; C_r = 1/r! W'(0), r = 1, 2, \dots$$

Практическое значение для следящих систем привода подач, применяемых в станках, имеют первые три производные. В наиболее распространённом случае систем, обладающих астатизмом первого порядка, передаточная функция в начале координат $W(0) = 1$. При этом первые три составляющие ошибки соответственно будут равны:

$$C_0 = W(0); C_1 = W'(0); C_2 = 0,5 W''(0).$$

Погрешность рассогласования

$$\varepsilon_x(t) = C_1 m'_{xn}(t) + C_2 m''_{xn}(t). \quad (4)$$

Из формул (2) и (3) следует, что система привода подач отрабатывает входные сигналы без установившегося рассогласования только в том случае, если $C_1 = C_2 = 0$. Формула (4) применима только для входных сигналов, представляющих собой полиномы относительно времени. При гармонических воздействиях входной сигнал целесообразнее представить в виде тригонометрического полинома:

$$m_{xn}(t) = a_0 + \sum_{r=1}^n (a_r \cos \omega r t + b_r \sin \omega r t),$$

где a_r, b_r – амплитудные значения r -й гармоники входного сигнала.

Установившееся значение математического ожидания

$$m_{xv}(t) = W(0) C_0 + \sum_{r=1}^n [W(j\omega r)] \{a_r \cos[\omega r t + \arg W(j\omega r)] + b_r \sin[\omega r t + \arg W(j\omega r)]\}, \quad (5)$$

где $W(j\omega r); \arg W(j\omega r)$ – амплитудная и фазовая частотные характеристики системы;

$[W(j\omega r)]$ – модуль частотной характеристики системы.

При $W(0) = 1$ установившееся значение систематической ошибки

$$\begin{aligned} \varepsilon x(t) = & \sum_{r=1}^n [W(j\omega_r)] \{a_r \cos[\omega_r t + \arg W(j\omega_r)] + b_r \sin[\omega_r t + \\ & + \arg W(j\omega_r)]\} - \sum_{r=1}^n (a_r \cos \omega_r t + b_r \sin \omega_r t). \end{aligned} \quad (6)$$

Контур большинства машиностроительных деталей, обрабатываемых на металлорежущих станках, образуется из дуг, окружностей и прямых. Полученные выражения позволяют определить систематические ошибки стационарных режимов при движении по этим видам траекторий. Иногда более сложную траекторию можно представить суммой синусов с амплитудами, меняющимися по показательному закону. Выходная функция для этого случая

$$m_{xH}(t) = a_0 e^{\mu_0 t} + \sum_{r=1}^n e^{\mu_r t} (a_r \cos \omega_r t + b_r \sin \omega_r t).$$

На основании принципа суперпозиции установившееся значение математического ожидания выходной переменной системы

$$\begin{aligned} m_{xв}(t) = & W(\mu_0) a_0 e^{\mu_0 t} + \sum_{r=1}^n [W(\mu_r + j\omega_r)] e^{\mu_r t} \{a_r \cos[\omega_r t + \\ & + \arg W(\mu_r + j\omega_r)] + b_r \sin[\omega_r t + \arg W(\mu_r + j\omega_r)]\}. \end{aligned} \quad (7)$$

Формула (5) является частным случаем формулы (7) и соответствует значению $\mu_r = 0$. На основании полученных выражений можно рассмотреть систематические ошибки, обусловленные следящим приводом при типовых входных воздействиях при: движении по прямой с постоянной скоростью, движении по прямой с постоянным ускорением, движении по окружности с постоянной результирующей скоростью. Аналогично можно рассмотреть погрешности, образующиеся при работе главного привода.

Таким образом, для определения влияния погрешности (шумов) в системе чертёж- деталь, создаваемых приводами, во многих случаях можно ограничиться определением спектральной плотности шумов на резонансной частоте привода и его эффективной полосе пропускания.

Выводы. В статье, на базе интегрированной сквозной компьютерной технологии управления подготовкой производства и изготовления деталей штампов, рассмотрены погрешности возникающие в приводе подач. Стремление к снижению погрешностей, потерь мощности и нагрева, увеличение надёжности и качества привело к замене гидравлических приводов подач электрическими.

Список литературы

1. Евдокимов С.А. Автоматизированное проектирование конструкций штампов для листовой штамповки/С.А.Евдокимов.-М.: Вестник компьютерных технологий.-2005.-С.315- 325.
2. Пат.48027 Україна (UA), МПК, B21D 22/02 (2006.01), Метод інтегрованої наскрізної підготовки виробництва та виготовлення деталей штампів/ Квасніков В.П., Клещов Г.М., Коломієць Л.В. і др., заявник Одеський Державний Інститут Вимірювальної техніки, дата подання заявки 27.07.2009; опубл. 10.03.2010, Бюл. № 5
3. Клещов Г.М. Адаптивна модель управління підготовкою виробництва та виготовлення деталей штампів ХЛШ/Клещов Г.М.- Кіровоград: Збірник наукових праць. Випуск 23. Кіровоградського національного технічного університету «Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація». 2010.- С. 352-357.
4. Клещев Г.М. Влияние оборудования на точность измерения деталей штампов /Клещев Г.М. Валянский С.В., Любимов А.Я. Богун В.Д. – Харьков: Сборник 14 Международной научно – технической конференции «Физические и компьютерные технологии». 2008. - С .52 – 56.

Г. Клещов

Дослідження верстатних погрішностей в умовах виробництва деталей штампів в середовищі адаптивної крізної комп'ютерної технології

У роботі проведені дослідження, пов'язані з погрішностями верстатних приводів при виготовленні деталей штампів в середовищі адаптивної комп'ютерної технології.

G.Kleshev

Research of machine-tool errors in the conditions of production of details of stamps in the environment of adaptive through computer technology

Researches, related to the errors of machine-tool drives at making of details of stamps in the environment of adaptive computer technology, are in-process conducted.

Одержано 07.02.11

УДК 681.3

Д.В. Трушаков, доц., канд. техн. наук, Д.А. Кенавішвілі, студ. гр. СІ 07-2
Кіровоградський національний технічний університет

Дослідження надійності персональної електронної обчислювальної машини

В статті описані дослідження надійності персональної електронної обчислювальної машини (ПЕОМ) – персонального комп'ютера (ПК) типу IBM PC. Персональний комп'ютер представлений у вигляді мікропроцесорної системи, яка має складну комбіновану структуру у вигляді окремих модулів. Дослідження надійності виконано класичним та ймовірностно-фізичним методами.

надійність, мікропроцесорна система, персональний комп'ютер, комбінована структура

В даний час при розробці та обслуговуванні мікропроцесорних систем особливо актуально постає питання їх надійності. Це стосується як персонального комп'ютера, так і специфічної обчислювальної машини, на які покладають рішення задач різної складності і вимагають різного ступеню надійності.

Дана проблема частково була описана в джерелах [1, 2, 3]. Так, в роботі [1] описувались дослідження стосовно надійності інформаційної системи. Але в ній не врахована надійність апаратної частини, тобто надійність персональної електронної обчислювальної машини.

Метою дослідження в даній роботі є практичне застосування методики визначення надійності для персонального комп'ютера типу IBM PC.

Більшість реальних мікропроцесорних систем має складну комбіновану структуру, частина елементів якої утворює послідовне з'єднання, інша частина - паралельне, окремі елементи або структури утворюють мостикові схеми або типу "m з n". Метод прямого перебору для таких систем виявляється практично не реалізуємим. Більш доцільно в цих випадках попередньо зробити декомпозицію системи, розбивши її на прості підсистеми - групи елементів, методика розрахунку надійності яких відома. Потім ці підсистеми у структурній схемі надійності замінюються „квазіелементами” з ймовірностями безвідмовної роботи, що дорівнюють обчисленим ймовірностям безвідмовної роботи цих підсистем. При необхідності таку процедуру можна виконати кілька разів, до тих пір, доки усі квазіелементи не утворять структуру, методика

розрахунку надійності якої відома. Наприклад, розглянемо комбіновану мікропроцесорну систему, структурна схема якої представлена на рисунку 1.

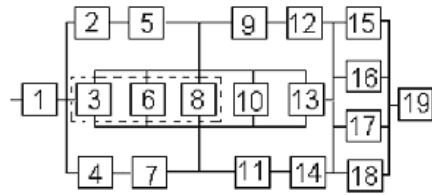
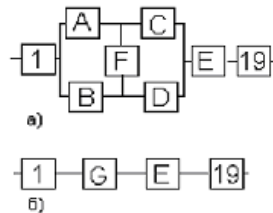


Рисунок 1 – Структурна схема комбінованої мікропроцесорної системи

Тут елементи 2 і 5, 4 і 7, 9 і 12, 11 і 14 попарно утворюють послідовні з'єднання. Замінімо їх відповідно квазіелементами А, В, С, D, для яких розрахунок надійності елементарно виконується за відомими формулами. Елементи 15, 16, 17 і 18 утворюють паралельне з'єднання, а елементи 3, 6, 8, 10 і 13 - систему "3 з 5". Відповідні квазіелементи позначимо Е і F. У результаті перетворена схема набуде вигляду, що показаний на рисунку 2а. В ній у свою чергу елементи А, В, С, D, F утворюють мостикову схему, яку заміняємо квазіелементом G. Схема, отримана після таких перетворень (рисунк 2б), утворює послідовне з'єднання елементів 1, G, E, 19, таким чином, розрахунок ймовірності безвідмовної роботи отриманої системи виконується як для послідовно з'єднаних вузлів.



а) мостикова схема; б) послідовне з'єднання елементів

Рисунок 2 – Перетворена структурна схема комбінованої мікропроцесорної системи

За характером процесу проявлення розрізняють раптову і поступову відмови. Раптова відмова характеризується стрибкоподібною зміною значень параметрів мікропроцесорної системи, а поступова відмова - повільною їх зміною. Раптова відмова може настати у будь-який момент, навіть на початку експлуатації пристрою. Її передбачити і попередити неможливо. Інша ситуація – при поступовій відмові. Така відмова є наслідком накопичення порівняльно малих і повільних змін властивостей пристрою, внаслідок процесів старіння та зношування деталей та вузлів.

Тому, дослідження надійності мікропроцесорної системи, наприклад, персональної електронної обчислювальної машини можна виконати двома способами:

а) за допомогою експоненціального розподілення з використанням інтенсивності відмов λ (так званим „лямбда”-методом), що традиційно використовується для розрахунку надійності пристроїв з врахуванням дії раптових відмов;

б) за допомогою ймовірнісно-фізичного методу, який базується на використанні функцій Лапласа та DN -розподілення, який використовується для розрахунку надійності пристроїв при дії поступових відмов.

При розрахунку надійності персонального комп'ютера згідно лямбда-методу приймаються наступні допущення[3]:

- відмови елементів (модулів) незалежні;
- відмова будь-якого модуля призводить до відмови ПК в цілому;
- вихідними даними для розрахунку показників надійності ПК є інтенсивності відмов модулів;
- коефіцієнт варіації напрацювання на відмову модулів дорівнює одиниці;

- закон розподілу напрацювання на відмову ПК описується експоненціальним розподілом виду:

$$F(t) = 1 - e^{-\lambda t}, \quad (1)$$

де λ - загальна інтенсивність відмов всіх модулів, що входять до складу системного блоку ПК.

$$\lambda = \sum_{j=1}^n m_j \lambda_j, \quad (2)$$

де m_j - кількість однотипних модулів системного блоку ПК;

λ_j - інтенсивність відмови модулю j типу.

Розрахунок надійності ПК лямбда-методом виконується у наступній послідовності [3]:

1) визначається середнє напрацювання на відмову ПК:

$$T_{cp} = \left(\sum_{j=1}^n m_j \cdot \lambda_j \right)^{-1}; \quad (3)$$

2) знаходиться гамма-відсоткове напрацювання ПК ($\gamma=0.9$):

$$T_\gamma = -T_{cp} \cdot \ln \gamma; \quad (4)$$

3) розраховується ймовірність безвідмовної роботи:

$$P(t) = e^{-k \cdot \lambda \cdot t}, \quad (5)$$

де k - коефіцієнт експлуатації (для нормальних умов $k=1$);

λ - сумарна інтенсивність відмов усіх модулів ПК;

t - заданий час роботи ПК.

При розрахунку надійності персонального комп'ютера за допомогою ймовірностно-фізичного методу приймаються такі допущення [3]:

- відмови елементів (модулів) незалежні;
- відмова будь-якого модуля призводить до відмови ПК в цілому;
- вихідними даними для розрахунку показників надійності ПК є середнє напрацювання до відмови модулів;
- коефіцієнт варіації напрацювання до відмови модулів дорівнює одиниці;
- закон розподілення напрацювання до відмови ПК описується розподіленням виду:

$$F(t) = \Phi\left(\frac{t - \mu}{\sqrt{\mu \cdot t}}\right) + e^2 \cdot \Phi\left(\frac{t + \mu}{\sqrt{\mu \cdot t}}\right), \quad (6)$$

де $\mu = \left(\sum_{j=1}^n m_j \cdot T_j^{-2} \right)^{-1/2}$ - параметр розподілення напрацювання ПК, який

співпадає со значенням середнього напрацювання до відмови ($T_{cp} = \mu$);

T_j - середнє напрацювання до відмови модуля j -того типу;

m_j - кількість модулів j -того типу.

Розрахунок надійності ПК ймовірностно-фізичним методом виконується у наступній послідовності [3]:

1) визначається середнє напрацювання на відмову ПК:

$$T_{cp} = \mu = \left(\sum_{j=1}^n m_j \cdot T_j^{-2} \right)^{-1/2}; \quad (7)$$

2) знаходиться гамма-відсоткове напрацювання ПК ($\gamma=0.9$):

$$\Phi\left(\frac{T_\gamma - \mu}{\sqrt{\mu \cdot T_\gamma}}\right) + e^2 \cdot \Phi\left(\frac{T_\gamma + \mu}{\sqrt{\mu \cdot T_\gamma}}\right) = 1 - \gamma, \quad (8)$$

або шляхом використання таблиці функції DN -розподілення [3], де визначається величина $x(1-\gamma; \nu)$ за значенням ймовірності $F(x)=1-\gamma=0.9$ та за значенням коефіцієнта варіації $\nu=1$:

$$T_\gamma = \mu \cdot x(1-\gamma; 1); \quad (9)$$

3) розраховується ймовірність безвідмовної роботи:

$$P(t) = \Phi\left(\frac{1-x}{\sqrt{x}}\right) + e^2 \cdot \Phi\left(\frac{1+x}{\sqrt{x}}\right), \quad (10)$$

де $x=t/T_{\text{ср}}$ (t – заданий час роботи ПК).

В якості вихідних даних для розрахунку надійності ПК приймаються показники надійності модулів. Аналіз надійності порядку десяти тисяч (9528 штук) ПК різного ступеня складності, виробництва, різних фірм, що пропрацювали різний час в різноманітних умовах, був проведений німецьким журналом “Chip”, дозволив зробити висновки стосовно ступеня характеристик надійності сучасних ПК [3]. Середня інтенсивність відмов ПК середнього рівня незначною мірою відрізняється і складає приблизно 0,52 відмови на рік, тобто в середньому кожен ПК відмовляє приблизно один раз на два роки, але при цьому трохи більше половини ПК працювали без відмов взагалі. В таблиці наведені типовий склад і показники надійності модулів ПК. Показники надійності відповідають коефіцієнту експлуатації $K=1$.

Характеристики надійності модулів системного блоку ПК приведені в таблиці 1.

Таблиця 1 - Склад і показники надійності модулів ПК

| № | Модуль ПК | кількість | Інтенсивність відмов, $\lambda_j \cdot 10^{-5}$, 1/год. | Середнє напрацювання, $T_j \cdot 10^5$, год. |
|----|--|-----------|--|---|
| 1 | Системна плата | 1 | 5,0 | 0,2 |
| 2 | Процесор | 1 | 0,1 | 6,6 |
| 3 | Оперативна пам'ять | 2 | 0,5 | 2,0 |
| 4 | Відеокарта | 1 | 2,6 | 0,375 |
| 5 | Вінчестер | 1 | 1,0 | 1,0 |
| 6 | Дисковід | 1 | 5,5 | 0,18 |
| 7 | Оптичний привід | 1 | 5,0 | 0,2 |
| 8 | Клавіатура | 1 | 5,0 | 0,2 |
| 9 | Маніпулятор – миша | 1 | 5,0 | 0,2 |
| 10 | Блок живлення | 1 | 2,6 | 0,375 |
| 11 | З'єднувач дисководу (25 виводів) | 1 | 0,4 | 2,6 |
| 12 | З'єднувач вінчестеру (40 виводів) | 1 | 0,48 | 2,1 |
| 13 | З'єднувач оптичного приводу (40 виводів) | 1 | 0,48 | 2,1 |
| 14 | Вентилятор охолодження | 2 | 0,76 | 1,3 |
| 15 | Вимикач | 2 | 0,6 | 1,65 |

Використовуючи характеристики надійності та кількість модулів, що наведені в таблиці 1, обчислюємо показники надійності ПК. Результати розрахунків показників

надійності ПК за допомогою лямбда-методу та ймовірно-фізичного методу при заданому напрацюванні до відмови $t_{\text{зад}}=1000$ годин приведені у таблиці 2.

Таблиця 2 - Результати розрахунків показників надійності ПК

| Показник надійності | Лямбда-метод | Ймовірно-фізичний метод |
|---|--------------|-------------------------|
| Середнє напрацювання до відмови $T_{\text{ср}}$, годин | 2711 | 8189 |
| Гамма-відсоткове напрацювання T_{γ} , годин | 286 | 1953 |
| Ймовірність безвідмовної роботи $P(t_{\text{зад}})$ | 0,7 | 0,99 |

Таким чином, згідно результатів розрахунків показників надійності ПК видно, що найбільш „жорсткі” результати отримані на основі експоненціального розподілення.

Графік ймовірності безвідмовної роботи ПК на основі експоненціального розподілення представлений на рисунку 3.

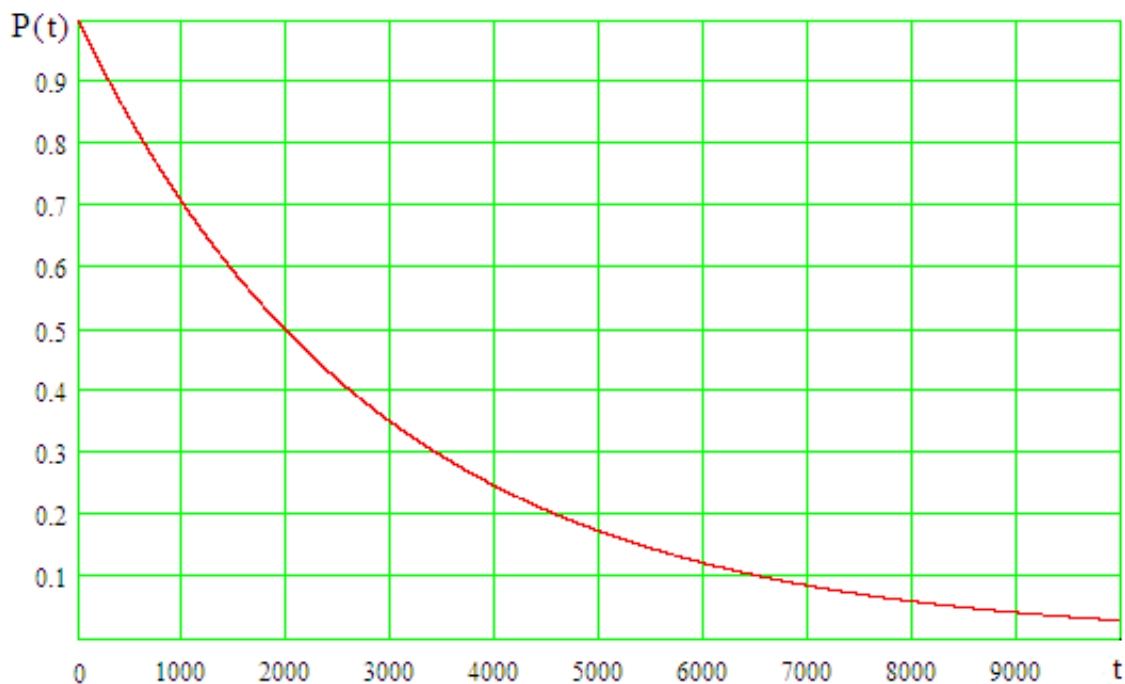


Рисунок 3 - Ймовірність безвідмовної роботи ПК на основі експоненціального розподілення

Розрахункові залежності для визначення основних характеристик надійності мікропроцесорних систем показують, що надійність системи залежить від її структури (структурно - логічної схеми) та надійності елементів. Тому для складних систем можливі два шляхи підвищення надійності: підвищення надійності елементів і зміна структурної схеми. Підвищення надійності елементів на перший погляд видається найбільш простим прийомом підвищення надійності системи. Дійсно, теоретично завжди можна вказати такі характеристики надійності елементів, щоб ймовірність безвідмовної роботи системи задовольняла заданим вимогам. Проте практична реалізація такої високої надійності елементів може виявитися неможливою. Високонадійні елементи, як правило, мають великі габарити, масу і вартість. Виняток становить використання більш досконалої елементної бази, яка реалізується на принципово нових фізичних і технологічних принципах (наприклад, перехід від дискретних елементів на інтегральні схеми). міна структури системи з метою

підвищення надійності передбачає два аспекти. З одного боку, це означає перебудову конструктивної чи функціональної схеми (структури зв'язків між складовими елементами), зміна принципів функціонування окремих частин системи. Такого роду перетворення можливі виключно рідко, так що цей прийом не вирішує проблеми надійності. З іншого боку, зміна структури розуміється як введення додаткових, надлишкових елементів, що включаються в роботу при відмові основних. Таким чином, резервування - це застосування додаткових засобів і можливостей з метою збереження працездатного стану об'єкта при відмові одного або кількох його елементів. Завдяки резервуванню елементів та модулів системи за рахунок надлишковості можливе забезпечення більш високої надійності системи, ніж її елементів.

В результаті проведених досліджень можна зробити наступні висновки:

1. Найбільш „жорсткі” результати показників надійності отримані за допомогою експоненціального розподілення.
2. При заданому часі напрацюванні до відмови 1000 годин ймовірність безвідмовної роботи персонального комп'ютера дорівнює 0,7.
3. Підвищення надійності персонального комп'ютера можливе лише за рахунок підвищення надійності елементів та зміні структурної схеми.
4. Практичні результати, що отримані в даній роботі, можуть бути використані при розробці обчислювальних систем – як персонального комп'ютера, так і спеціалізованого обчислювального комплексу, на якій покладають виконання специфічних завдань, наприклад в процесі виробництва у машинобудуванні.

Список літератури

1. Трушаков Д.В., Ніколаєва Л.А., Коренецька Н.Б., Мошна Д.Ю. Дослідження надійності інформаційної системи. // Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація. – 2010. – Випуск 23. – С.274-280.
2. Основи надійності цифрових систем. / В.С. Харченко та ін. - Харків: Національний аерокосмічний університет „Харківський авіаційний інститут”, 2004.
3. Азарсков В.Н., Стрельников В.П. Надежность систем управления и автоматики. – К.: НАУ, 2004. – 164 с.
4. Кривоногов Ю.А., Морозов А.А. Мини- и микроЭВМ. Номенклатура и технико-эксплуатационные характеристики: Справ. / Под ред. В.В. Свиридова. – К.: Вища шк., 1990. – 287 с.

Д. Трушаков, Д. Кенавишвили

Исследование надежности персональной электронной вычислительной машины

В статье описаны исследования надежности персональной электронной вычислительной машины (ПЭВМ) – персонального компьютера (ПК) типа IBM PC. Персональный компьютер представлен в виде микропроцессорной системы, которая имеет сложную комбинированную структуру в виде отдельных модулей. Исследование надежности выполнено классическим и вероятностно-физическим методами.

D. Trushakov, D. Kenavishvili

The research the reliability of the personal computer

In the article researching the reliability of the computer system – personal computer IBM PC type. The personal computer show in microprocessor system which have complex structure in the form of individual modules. Researching the reliability realized by classical and probability-physical method.

Одержано 22.02.10

УДК 621.74

Т. Г. Сабирзянов, проф., д-р. техн. наук

Кировоградский национальный технический университет

Расчёт охлаждения металла при заливке его в песчаноглинистую форму

Выведены формулы для расчёта охлаждения металла в литниковой системе и в литейной полости при заливке формы. Приведены примеры практического применения формул.

заливка, металл, охлаждение

При определении оптимальной температуры заливки металла в литейную форму необходимо знать, на сколько градусов охладится металл при заливке. Однако, из-за отсутствия простых и достаточно точных методик соответствующих расчётов такие задачи, как правило, не ставятся и не решаются. Более того, периодом заливки часто пренебрегают, полагая, что эта операция осуществляется мгновенно, а в некоторых случаях не учитывают даже период отвода теплоты перегрева, объединяя последнюю с теплотой кристаллизации металла [1, стр. 53].

Ниже излагается методика расчёта степени охлаждения металла за время его заливки в наиболее распространённую песчаноглинистую форму.

Учитывая то обстоятельство, что теплопроводность металлов в десятки и сотни раз превышает теплопроводность песчаноглинистой формы, температура $t_{\text{пов}}$ её поверхностного слоя, контактирующего с металлом, практически равна температуре металла и, таким образом, можно принять, что передача теплоты от металла к форме осуществляется при граничных условиях первого рода ($t_{\text{пов}} = \text{const}$).

Как показано в работе [2], в этом случае в момент времени τ плотность теплового потока $q_{\text{п}}$ через границу «металл-форма» можно представить соотношением

$$q_{\text{п}} = (t_{\text{пов}} - t_{\text{ф}})b / \sqrt{\pi\tau}, \quad (1)$$

где $t_{\text{ф}}$ – начальная температура формы, $^{\circ}\text{C}$;

b – коэффициент термоинерции материала формы, $\text{Дж}/\text{м}^2\text{K}\cdot\text{с}^{1/2}$;

τ – время, прошедшее от начала контакта металла с формой.

Согласно уравнению (1) величина $q_{\text{п}}$ уменьшается со временем обратно пропорционально корню квадратному из последнего. Причина этого явления – уменьшение со временем модуля градиента температуры на границе «металл - форма».

Охлаждение металла в литниковой системе. Среднее на интервале $\tau = 0 \dots \tau_{\text{зал}}$ значение плотности теплового потока от металла к форме находим, воспользовавшись теоремой о среднем [3] и зависимостью $q_{\text{л}}(\tau)$, представленной уравнением (1):

$$\bar{q}_{\text{л}} = \frac{1}{\tau_{\text{зал}}} \cdot \frac{b}{\sqrt{\pi}} (\bar{t}_{\text{пов,л}} - t_{\text{ф}}) \int_0^{\tau_{\text{зал}}} \frac{d\tau}{\sqrt{\tau}}, \quad (2)$$

где $\tau_{\text{зал}}$ – время заливки, с;

$\bar{t}_{\text{пов,л}}$ – средняя в пределах литниковой системы температура на границе “металл - формовочная смесь”, °С.

Величину $\bar{t}_{\text{пов,л}}$ можно представить в виде:

$$\bar{t}_{\text{пов,л}} = t_3 - 0,5\Delta t_{\text{л}}, \quad (3)$$

где t_3 – температура заливки, равная температуре металла на входе в литниковую систему, °С;

$\Delta t_{\text{л}}$ – разность начальной t_3 и конечной $t_{\text{л}}$ температур металла в литниковой системе при заливке:

$$\Delta t_{\text{л}} = t_3 - t_{\text{л}}. \quad (4)$$

Проинтегрировав уравнение (2), получаем формулу для расчёта средней плотности теплового потока в литниковой системе в период заливки:

$$\bar{q}_{\text{л}} = \frac{2b}{\sqrt{\pi\tau_{\text{зал}}}} (\bar{t}_{\text{пов,л}} - t_{\text{ф}}). \quad (5)$$

Сравнив уравнения (1) и (5), видим, что среднее на интервале $\tau = 0 \dots \tau_{\text{зал}}$ значение плотности теплового потока равно удвоенному значению этой величины в момент $\tau = \tau_{\text{зал}}$.

Чтобы найти выражение для количества теплоты, передаваемой в литниковой системе от металла к форме в процессе заливки, нужно правую часть уравнения (5), с учётом соотношений (3) и (4), умножить на площадь теплообмена в литниковой системе $F_{\text{л}}$ и на время заливки $\tau_{\text{зал}}$:

$$Q_{\text{л}} = \frac{2b}{\sqrt{\pi}} [(t_3 - 0,5\Delta t_{\text{л}}) - t_{\text{ф}}] F_{\text{л}} \sqrt{\tau_{\text{зал}}}. \quad (6)$$

Рассматривая $Q_{\text{л}}$ как теплоту, теряемую металлом, можно записать:

$$Q_{\text{л}} = mc\Delta t_{\text{л}}, \quad (7)$$

где m и c – металлоёмкость формы и теплоёмкость металла.

Приравняв правые части уравнений (6) и (7) и выразив затем $\Delta t_{\text{л}}$, после преобразований находим формулу для расчёта изменения температуры металла в литниковой системе за время заливки:

$$\Delta t_{\text{л}} = \frac{t_3 - t_{\text{ф}}}{\frac{mc}{2bF_{\text{л}}} \sqrt{\frac{\pi}{\tau_{\text{зал}}}} + 0,5}. \quad (8)$$

Пример 1. Рассчитать $\Delta t_{\text{л}}$ для следующих условий: металл – алюминиевый сплав; металлоёмкость формы $m = 17,6$ кг; общая поверхность теплообмена между металлом и формой $F = 0,145 \text{ м}^2$, в том числе для литниковой системы $F_{\text{л}} = 0,05 \text{ м}^2$; продолжительность заливки $\tau_{\text{зал}} = 10 \text{ с}$; начальные температуры: металла $t_3 = 750$ °С и

форми $t_{\phi} = 20^{\circ}\text{C}$; теплоємність жидкого металла $C = 1290 \text{ Дж/кг}\cdot\text{K}$; плотность жидкого металла $\rho = 2380 \text{ кг/м}^3$; коэффициент термоинерции материала формы $b = 1400 \text{ Дж/м}^2\cdot\text{K}\cdot\text{с}^{1/2}$.

Решение. По формуле (8) рассчитываем Δt_{π} :

$$\Delta t_{\pi} = \frac{750 - 20}{\frac{17,6 \cdot 1290}{2 \cdot 1400 \cdot 0,05} \sqrt{\frac{\pi}{10}} + 0,5} \cong 8^{\circ}\text{C}.$$

Охлаждение металла в полости литейной формы. Поступающий в литниковую чашу металл практически мгновенно попадает в полость формы, где, поднимаясь и контактируя с формой, отдаёт ей некоторое количество теплоты в течение всего периода заливки. При этом поверхность теплообмена изменяется от нуля до величины поверхности F_{π} , ограничивающей литейную полость. Средняя величина поверхности теплообмена в литейной полости \bar{F}_{π} в период заливки составляет половину от общей поверхности F_{π} :

$$\bar{F}_{\pi} = F_{\pi} / 2. \quad (9)$$

Величину среднего за период заливки значения плотности теплового потока можно определить по формуле (5), заменив в ней величину $\bar{t}_{\text{пов,л}}$ на $\bar{t}_{\text{пов,п}}$:

$$\bar{q}_{\pi} = \frac{2b}{\sqrt{\pi\tau_{\text{зал}}}} (\bar{t}_{\text{пов,п}} - t_{\phi}), \quad (10)$$

где $\bar{t}_{\text{пов,п}}$ – средняя за период заливки температура на границе «металл-формовочная смесь» для литейной полости, $^{\circ}\text{C}$.

Значение $\bar{t}_{\text{пов,п}}$ может быть найдено как полусумма начальной $t_{\text{л}}$ и конечной t_{π} температур металла при заливке:

$$\bar{t}_{\text{пов,п}} = 0,5(t_{\text{л}} + t_{\pi}) = t_{\text{л}} - 0,5\Delta t_{\pi}, \quad (11)$$

где Δt_{π} – изменение температуры металла в литейной полости в период заливки.

Величина Δt_{π} определяется соотношением:

$$\Delta t_{\pi} = t_{\text{л}} - t_{\pi}. \quad (12)$$

Теплота, теряемая металлом в литейной полости при заливке, может быть представлена как произведение \bar{q}_{π} (формула (10) с учётом соотношения (11)), \bar{F}_{π} (формула (9)) и $\tau_{\text{зал}}$. После преобразований получаем:

$$Q_{\pi} = \frac{b}{\sqrt{\pi}} (t_{\text{л}} - 0,5\Delta t_{\pi} - t_{\phi}) F_{\pi} \sqrt{\tau_{\text{зал}}}. \quad (13)$$

Величина Q_{π} связана с изменением температуры металла в полости формы при заливке:

$$Q_{\pi} = mc\Delta t_{\pi}. \quad (14)$$

Приравняв правые части уравнений (13) и (14) и выразив из полученного соотношения величину Δt_n , после преобразований находим расчётное уравнение для её определения:

$$\Delta t_n = \frac{t_n - t_{\phi}}{\frac{mc}{bF_n} \sqrt{\frac{\pi}{\tau_{\text{зал}}}} + 0,5} \quad (15)$$

Пример 2. Рассчитать Δt_n , воспользовавшись данными предыдущего примера.

Решение. Подставляем в уравнение (15) численные значения входящих в него величин:

$$\Delta t_n = \frac{742 - 20}{\frac{17,6 \cdot 1290}{1400 \cdot 0,095} \sqrt{\frac{\pi}{10}} + 0,5} \cong 7 \text{ } ^\circ\text{C}.$$

Выводы

Интегрированием дифференциального уравнения теплопроводности при граничных условиях первого рода, характерных для теплового взаимодействия жидкого металла с песчаноглинистой формой, получены выражения для определения абсолютных и средних плотностей тепловых потоков через границу “металл-форма”. При использовании этих выражений с учётом специфики теплообмена в литниковой системе и в литейной полости найдены формулы для расчёта охлаждения металла в этих частях литейной формы при её заливке металлом. Приведены примеры практического применения полученных формул.

Список литературы

1. Специальные способы литья: Справочник / В.А. Ефимов, Г.А. Анисович, В.Н.Бабич и др.; Под общ. ред. В.А. Ефимова. – М.: Машиностроение, 1991. – 436 с.
2. Сабірзянов Т.Г., Кропівний В.М. Теплотехніка ливарних процесів: Навчальний посібник. – Кіровоград: КНТУ, 2005. – 402 с.
3. Бронштейн И.Н., Семендяев К.А. Справочник по математике для инженеров и учащихся втузов. – М.: Гостехтеоретиздат, 1953. – 608 с.

Т. Сабірзянов

Розрахунок охолодження металу при заливанні його у піщаноглинисту форму

Виведені формули для розрахунку охолодження металу в ливниковій системі та у ливарний порожнечі при заливанні форми металом. Наведені приклади практичного використання формул.

T. Sabirjanov

The calculation of a metal cooling at casting in a sandclay form

The formulas for calculation of a metal cooling at casting in a sandclay form are obtained. Examples of practical useful of the formulas are given.

Одержано 21.02.11

УДК 621.375.826

А.Г. Лукашенко, канд. техн. наук, Д.А. Лукашенко, асп.

ІІЭС им. Е. О. Патона НАН Украины

В.М. Лукашенко, проф., д-р техн. наук, М.Н. Озирская, В.А. Лукашенко,
магистранты

Черкасский государственный технологический университет

Физическая модель трехкоординатного технологического комплекса на базе CO₂-Laser

В статье рассматривается физическая модель высокопроизводительного лазерного технологического комплекса (ЛТК) на основе CO₂ –Laser SM-1200.
лазер, система, трех координатный, программа, технологический, комплекс

Характерный для современной украинской экономики переход на мелкосерийное производство требует использования универсального прецизионного технологического оборудования, позволяющего легко перестраиваться на выпуск другой продукции без снижения качества.

На ряде промышленных предприятий возникает необходимость резки различных материалов, как по произвольному контуру, так и отверстий различных формы и размеров, при этом недопустимы поводки и коробление [1, 3, 4, 5, 14].

Наиболее подходящим процессом, позволяющим одновременно сочетать качество реза практически любого материала с высокой производительностью, является технология лазерной резки. Лазерная резка обладает следующими преимуществами [1, 3]: обширным классом разрезаемых материалов; возможностью получения тонкого реза; малой зоной термического влияния (ЗТВ) излучения и практически отсутствием механического воздействия на заготовку; химической чистотой процесса резки; возможностью автоматизации процесса: высокой производительностью; возможностью резки по сложному контуру в двух или трех измерениях. В результате могут быть изготовлены высокоточные заготовки с качеством реза, не требующим последующей обработки. Кроме того, при лазерной резки отсутствуют механические деформации заготовок, исключается человеческий фактор из процесса разметки и резания. Уменьшение ширины реза существенно снижает количество отходов (шлама) и вредных аэрозолей, выбрасываемых в атмосферу.

Недостатком является высокая стоимость прецизионных лазерных технологических комплексов (ЛТК), которая обусловлена необходимостью использования дополнительного оборудования. В то же время наблюдается динамика значительного сокращения сроков на этапы разработки, изготовления и внедрения. Кроме того, недостатком существующих лазерных технологических комплексов на базе CO₂ является сложная система охлаждения, которая необходима для увеличения времени наработки на отказ оптического тракта.

Мощным средством для снижения аппаратно - временных затрат является моделирование. Известны два основных направления материального моделирования – физическое и формальное с помощью вычислительных устройств. Они широко отражены в работах П.А. Алабужева, В.А. Штоффа, И.Б. Новика, Н.А. Уёмова и др. Однако изложения по применению обобщенного моделирования в области лазерных

технологій недостатньо освітлені в літературних джерелах.

В ІЭС ім. Е.О. Патона широко досліджуються технічні принципи побудови ЛТК для різки і зварки різних матеріалів на базі різних типів лазерів.

В роботі излагається технічний принцип побудови фізичної моделі трьохкоординатного лазерного технологічного комплексу (ЛТК) для різки металу. На основі системного аналізу типів технологічних лазерів був вибран CO_2 -лазера «SM1200» потужністю випромінювання до 1,2 кВт виробництва компанії FENA, Німеччина [6, 12], що володіє високим ККД і забезпечує достатньо високу продуктивність в процесі різання.

На рис.1 представлений графік залежності швидкості різання V_c від товщини h листа різних металів при різних потужностях випромінювання, отримана при обробці технології лазерної різки випромінюванням CO_2 -лазера з модою TEM_{00} [4].

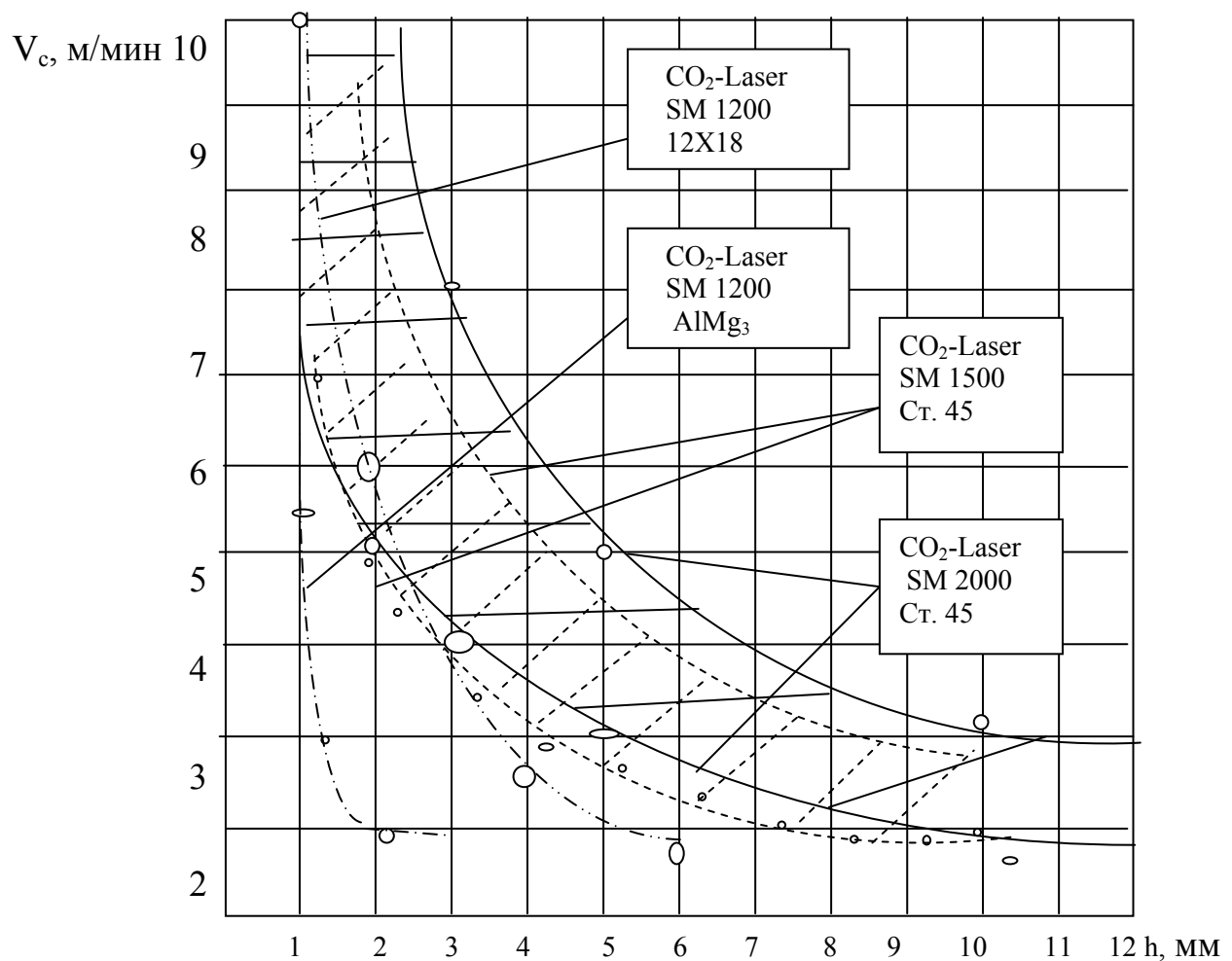


Рисунок 1 – Залежності швидкості лазерної обробки від товщини і типу матеріалу заготовки при різній потужності лазерного випромінювання

Із графіка видно, що діапазон швидкостей різання в залежності від товщини оброблюваного металу становить від 1 до 10 м/мин. Для транспортування лазерного випромінювання була застосована літаюча оптика, що встановлена на трьохкоординатний маніпулятор «ЛС-1200» оригінальної конструкції [2, 4, 7, 14].

На основе анализа систем числового программного управления лазерным технологическим комплексом установлено, что для обеспечения достаточно высокой производительности ЛТК частота процессора должна быть не ниже 300 МГц [3,...,7]. Оперативное изменение управляющей программы, связанное с формированием ее непосредственно из конструкторской документации при помощи «мастер – программы», разрешает с малыми затратами на подготовку производства вырезать различные типоразмеры заготовок.

Кинематическая модель манипулятора представляет собой крестообразную схему с прямоугольной системой координат, включающая балку (координата Y), которая перемещается по направляющим координаты X. Режущая головка находится на координате Z, являющейся нагрузкой балки. Движение по всем координатам осуществляется синхронными электродвигателями посредством шариковинтовых пар [7], перемещение по расчетной траектории лазерного инструмента осуществляется локальной подсистемой управления. Оригинальность последней подтверждена патентами и подробно описана в работах [8, 10, 11].

Для стабилизации положения фокуса относительно разрезаемого листа металла использован емкостной датчик [13], одновременно являющийся соплом режущей головки.

Упрощение системы охлаждения, как устранение одного из недостатков, осуществляется с помощью формального моделирования.

На этапе проектирования используют формулы для расчета системы воздушно - жидкостного охлаждения лазера [3, 9], в которых представлено большое количество параметров, позволяющих варьировать при расчетах для определения лучшего варианта. Использование многокритериального метода оптимизации требует высокой квалификации разработчика программы и носит субъективный характер при определении коэффициентов значимости соответствующих параметров.

Программа на языке Pascal для расчета системы воздушно-жидкостного охлаждения лазера предложена в работе [9], которая предусматривает несколько циклов.

Предлагается определение величины отводимой тепловой мощности лазера вычислять по формуле [9]

$$Q_{\Sigma} = k(t_{\text{вх}} - t_{\text{вых}})F,$$

где k – коэффициент теплопередачи, Вт/м² °С;

$t_{\text{вх}}$, – температура теплоносителя на входе, °С;

$t_{\text{вых}}$ – температура воздуха на выходе теплоносителя, °С;

F – площадь теплопередачи, м².

Из формулы (1) видно, что продлить срок эксплуатации оптического тракта возможно, при физическом обеспечении отвода соответствующего количества тепловой мощности, за счет варьирования величинами параметров $t_{\text{вх}}$, $t_{\text{вых}}$, F . Ускорение процесса по определению значения соответствующего параметра осуществляется благодаря использованию фрагмента программы [9], которая имеет следующий вид:

```
procedure las8;
begin
  clrscr;
  write('Введите коэффициент теплопередачи ');
  read(k);
  write('Введите температуру теплоносителя на входе ');
  read(tvh);
  write('Введите температуру воздуха на выходе ');
  read(tvih);
```

```
write('Введите площадь теплопередачи ');  
read(F);  
Qt:=k*(tvh-tvih)*F;  
write('Отводимая суммарная тепловая мощность = ',Qt:0:10);  
readkey;  
end;
```

На основании вышесказанного в разработанной физической модели оптического тракта используются два водоохлаждаемых поворотных зеркала из позолоченного кремния и фокусирующая линза из монокристалла селенида цинка с фокусным расстоянием 5". Кроме того, в лазерном резке (рис.2) разработанной конструкции предусмотрено отдельное воздушное охлаждение верхней части линзы, периодическая подача кислорода (совместно с лазерным излучением) позволила избежать ее термического раскалывания, а уплотнения посадки линзы не дало возможности смешиваться воздуху с кислородом.

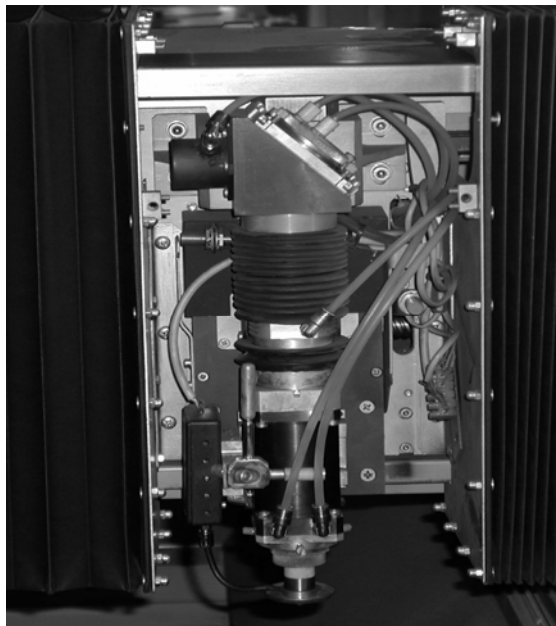


Рисунок 2 – Режущая головка лазерного комплекса ЛС-1200, созданного в ИЭС им. Е. О. Патона

В ходе проведения экспериментов были подтверждены теоретические расчеты и установлено, что диаметр режущего сопла должен быть близким к диаметру проходящего через него сфокусированного лазерного излучения (до 1мм), а его форма - максимально приближенной к форме сопла Лавалья [3]. Такой подход не только обеспечил повышение производительности, при сравнительно малых расходах кислорода (порядка 150-200 л/час), но и позволил сузить рез и минимизировать величину грата на краях реза, а, следовательно, уменьшить образующиеся при резке отходы и вредные аэрозоли.

На основе разработанной физической модели был изготовлен лазерный технологический комплекс ЛС-1200 и внедрен на предприятии «МВСС» г. Бровары, которое выпускает противопожарные и противоударные двери. При изготовлении заготовок этих изделий из листа стали толщиной 2...4 мм с помощью лазерной резки получено высокое качество заготовок. По сравнению с микроплазменной резкой ширина реза оказалась меньшей в 4-6 раз, а исключение некоторых доводочных операций существенно снизило себестоимость изготовления изделий [6]. Кроме того, высокая точность реза заготовок изделий, изготавливаемых на разработанном лазерном технологическом комплексе ЛС-1200, отсутствие коробления, недопустимых поволодок и конусности обеспечили при сборке высокую герметичность, благодаря отсутствию

недопустимых щелей и, как следствие, повысилась их огнестойкость. Новая конструкция противопожарных дверей, с применением лазерных технологий, успешно прошла сертифицированные испытания с требуемым пределом огнестойкости 0,6 часа.

Выводы:

1. Разработана физическая модель трехкоординатного лазерного технологического комплекса на базе CO₂-Laser, SM1200. Отличительной особенностью является манипулятор «ЛС-1200» с синхронными электродвигателями, благодаря которым значение величин перемещения инструмента (режущей головки) по координатам составляют до X:Y:Z=3500:1500:70 мм.

Скорость резания, в зависимости от толщины обрабатываемого металла, может составлять от 1 до 10 м/мин, при этом шероховатость кромок реза составляет Ra=2,5мкм. В автоматическом режиме скорость перемещения может изменяться в диапазоне от 0,001 м/мин до 60 м/мин, при этом точность позиционирования инструмента – не хуже ±10 мкм.

2. Предложена конструкция режущей головки. Отличительной особенностью физической модели оптического тракта является: два водоохлаждаемых поворотных зеркала из позолоченного кремния и фокусирующая линза из монокристалла селенида цинка с фокусным расстоянием 5". Для стабилизации положения фокуса относительно разрезаемого листа металла использован емкостной датчик, одновременно являющийся соплом режущей головки. Это позволяет отслеживать фокусное расстояние при вырезании ажурных деталей.

3. Предложена программа на языке Pascal для расчета системы воздушно-жидкостного охлаждения лазера, которая ускоряет процесс определения оптимальных величин соответствующих параметров. Приведенная программа теоретического расчета по определению величины отводимой тепловой мощности лазера использовалась на этапе проектирования. Это сократило время на проектирование системы охлаждения почти в два раза.

4. Построена система охлаждения, в которой с учетом расчетов по п.3 увеличена площадь теплопередачи. В лазерном резке предусмотрено отдельное воздушное охлаждение верхней части линзы, а уплотнения посадки линзы не дало возможности смешиваться воздуху с кислородом. Кроме того, периодическая подача кислорода (совместно с лазерным излучением) позволила избежать ее термического раскалывания.

5. Верификация теоретических выкладок подтверждена результатами эксперимента и внедрением ЛТК в промышленность Украины.

6. Социально-экономическая привлекательность разработки для продвижения на рынок составляет:

- срок реализации разработки - 5 месяцев;
- срок введения в эксплуатацию разработки - 3 месяца;
- срок окупаемости разработки - 1,5 года.

Таким образом, разработка является экономически выгодной и эффективной.

Дальнейшие исследования следует проводить для проектирования пятикоординатной физической модели лазерного технологического комплекса на базе твердотельных лазеров с диодной накачкой.

Список литературы

1. Laserstrahlschneidem – Maschinenbauarten und zu trennende Werkstoffe / Aichele G., Nickenig L. // Praktiker, 2003. - №10. – S. 302, 304-306.
2. Високонадійна модель керування траєкторіями руху виконавчих механізмів / Лукашенко А.Г., Лукашенко Д.А. та ін. // Матеріали за 5-а Міжнародна научна практична конференція, «Новини от доброта науки». – Софія: «Бял ГРАД-БГ» ООД, 2009. – Т. 17. – С. 32-36.

3. Григорьянс А.Г., Шиганов И.Н., Мисюров А.И. Технологические процессы лазерной обработки: Учеб. пособие для вузов / Под ред. А.Г. Григорьянца. – М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2006. – 664 с.: ил.
4. Лукашенко А.Г. Лазерные технологии и современные технологические комплексы на основе CO₂ – лазера. / Автоматизированные системы управления и приборы автоматики, - Харьков: ХНУРЕ. – 2008. № 143. – С.96-100.
5. Лукашенко А. Г. Системно-иерархическая модель маршрута проектирования специализированного лазерного технологического комплекса / А. Г. Лукашенко // Інформаційні технології в освіті, науці і техніці : VII Всеукр. НПК, 4-6 травня 2010р., тези доповідей. – Черкаси, 2010. – С. 85.
6. Лукашенко А.Г., Шеляги В.Д., Лукашенко В.М. Лазерна технологічна установка ЛС-1200 // Каталог сучасних наукових розробок та послуг ЧДТУ. – Черкаси: ЧДТУ, 2007. С.65-67.
7. Лукашенко А.Г. Лукашенко В.М. Лукашенко Д.А. Спеціалізовані сопроцесори на базі таблично-алгоритмічних методів для лазерних маніпуляторів. Монографія / «ЧДНДІТЕІХП». - Черкаси, 2010. – 164 с. – Укр. - Деп. в ВІНИТИ 20.06.2010. №11-хп 2010 // Анот. в РЖ «Депоновані наукові роботи». – 2010.
8. Метод устранения неоднозначности при формировании опорных сигналов управления синхронным двигателем / Лукашенко В.М., Шелягин В.Д., Лукашенко А.Г., Ярославцев М.И. // 36. наук. праць Кіровоградського національного технічного університету. – Кіровоград: КНТУ, 2007. – вип. 19. – С. 249-254.
9. Озирская М.Н. Программа расчета системы воздухо-жидкостного охлаждения твердотельного лазера / Тепловые режимы и охлаждение радиоэлектронной аппаратуры, – 2007, вып. 1 – С. 57-64.
10. Пат. 47009 України, МПК G06F 7/548(2009.01) G06F 1/02. Пристрій для обчислення елементарних функцій / Лукашенко А.Г.; заявник Черкаський державний технологічний університет. – № u 200908272; заявл. 05.08.2009; опубл. 11.01.2010, Бюл. 1.
11. Пат. 47901 України, МПК G06F 7/52. Пристрій для множення N-розрядних чисел / Лукашенко А.Г.; заявник Черкаський державний технологічний університет. - № u 200909902; заявл. 28.09.2009; опубл. 25.02.2010, Бюл. 4.
12. www.fcha-laser.de
13. Системний аналіз параметрів датчиків положення стику зварювальних деталей для лазерних технологічних комплексів / Лукашенко А.Г., Шелягин В.Д., Лукашенко Д.А., Зубко І.А., Талімончук О.Ю. // 36. наук. праць Кіровоградського національного технічного університету /Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація/. – вип. 22. – Кіровоград: КНТУ, 2009.– с. 211-217.
14. Шелягин В.Д., Шуба И.В., Лукашенко Д.А. Исследование моделей образования микрорельефа при газолазерной резке // Тр. IV Міжнар. НТК молодих учених та спеціалістів «зварювання та суміжні технології». – Київ: ІЭС им. Е.О.Патона, 2007. – С. 223.

А. Лукашенко, Д. Лукашенко, В. Лукашенко, М. Озірська, В. Лукашенко

Фізична модель трьохкоординатного технологічного комплексу на базі CO₂-Laser

У статті розглядається фізична модель високопродуктивного лазерного технологічного комплексу (ЛТК) на основі CO₂ –Laser SM-1200.

Lukashenko, D. Lukashenko, V. Lukashenko, M. Ozirskaja, V. Lukashenko

Physical model of a three-coordinate technological complex based on CO₂-Laser

In this article a physical model of a high-performance laser technological complex (LTC) on the basis of CO₂-Laser SM-1200 is considered.

Одержано 23.02.11

УДК 621.825.5/.7

В.О. Проценко, магістр

Херсонський національний технічний університет

Конструкторське забезпечення технологічності муфт з радіальною та торцевою установкою прямих канатів

В статті запропоновані нові конструкції канатних муфт. Сформульовані основні положення конструкторського забезпечення технологічності муфт з радіальною та торцевою установкою прямих канатів. Запропонована концепція створення універсально-складальних конструкцій рухомих пружно-компенсуючих муфт. Виготовлені дослідні зразки канатних муфт.

муфта, канат, технологічність, уніфікація

Сучасний стан вітчизняної економіки обумовлює перехід до середньо- та, частіше, дрібносерійного типу виробництва в машинобудуванні, особливо в сільськогосподарському. Це відбуваються разом зі зростанням навантаження на машини [1] які випускаються вітчизняними підприємствами, що потребує підвищення надійності їх деталей та вузлів. Вказані типи виробництва передбачають застосування не тільки гнучкого обладнання, універсального ріжучого, вимірювального інструменту та оснащення, а і розширення використання заготовок з прокату, простих виливків та кованок. Для сучасного сільськогосподарського машинобудування характерна також швида зміна модельного ряду техніки. Випуск нової техніки потребує додаткових витрат на технологічну підготовку виробництва, що додатково підвищує вимоги до технологічності та уніфікації деталей машин. Особливо актуальними та важливими вказані проблеми є для муфт приводів, оскільки багато з них мають напівмуфти та пружні елементи нетехнологічної конструкції [2], і характеризуються низькою компенсуючою та демпфуючою здатністю.

Муфти з радіальною та торцевою установкою прямих канатів [3], крім ряду переваг характерних для всіх канатних муфт [4], характеризуються відсутністю осьових навантажень на поєднуванні вали. Але, разом з тим, для них характерна нетехнологічність більшої напівмуфти 1 (рис. 1). Це пов'язано з великим перепадом діаметрів маточини та периферійної частини та необхідністю розточки в упор і підрізки внутрішнього торця, що створює ряд труднощів при обробці та отриманні заготовки.

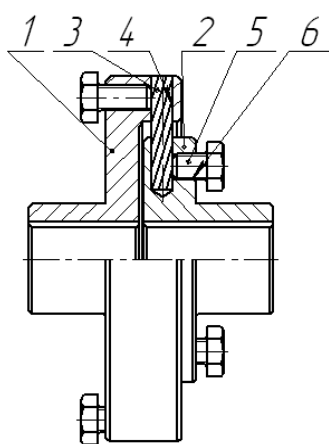
Метою даної роботи є розробка конструкторських заходів для забезпечення технологічності та уніфікації муфт з радіальною та торцевою установкою прямих канатів.

Підвищення технологічності більшої напівмуфти досягається виконанням її складеною із базової напівмуфти 1, аналогічної за конструкцією меншій напівмуфті 2. При цьому фланець замінений диском 3, приєднаним до базової напівмуфти болтами 4 та пальцями 5 із різьбовими кінцями, що встановлені в отвори диска 3 та затиснені гайками 6. Канати 7 встановлені в радіальні отвори пальців 5 та напівмуфти 2 затиснені в них болтами 8.

Для виконання експериментальних досліджень виготовляли муфти технологічної конструкції. Для їх складання використовували напівмуфти універсальної конструкції [2]. Диски виготовляли із сталевих листів, який рубали на

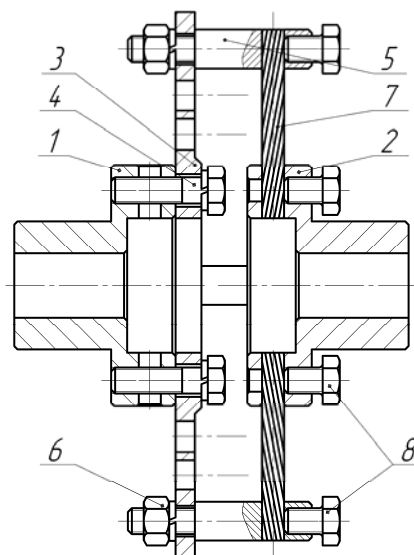
гільйотині, розмічали, свердлили в них отвори під болти та обробляли на токарному верстаті в зборі з базовою напівмуфтою. Виконували точіння циліндра, підрізку торця та розточку глухого отвору (рис. 3). Пальці виготовляли з гарячокатаного прокату звичайної точності зі сталі 45.

Із виготовлених напівмуфт із дисками складали муфти з радіальними канатами, які працюють на розтягнення та згин (рис. 4) [5] та муфти з торцевими канатами (рис. 5) [6].



1 – більша напівмуфта; 2 – менша напівмуфта;
3 – канат; 4 – радіальний отвір; 5 – болт;
6 – різьбовий отвір

Рисунок 1 – Муфта з радіальними канатами базової конструкції



1 – базова напівмуфта; 2 – менша напівмуфта;
3 – диск; 4 – болт; 5 – палець; 6 – гайка; 7 – канат; 8 – болти

Рисунок 2 – Муфта з радіальними канатами технологічної конструкції

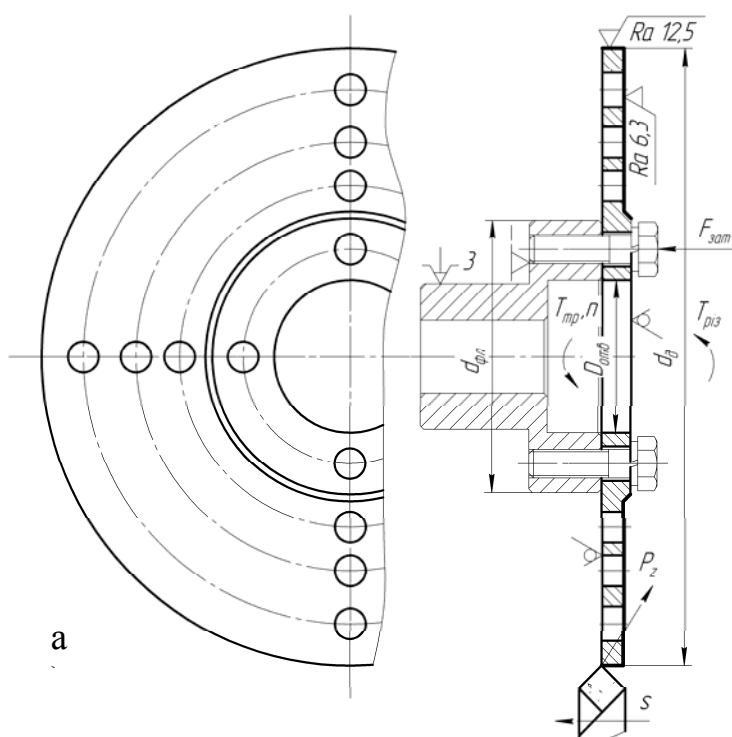


Рисунок 3 – Напівмуфта з приєднаним диском: схема обробки на верстаті (а) та готові напівмуфти після обробки (б)



Виконання в диску радіальних отворів рядами дозволяє встановлювати канати і пальці в шаховому порядку на ведучій і веденій напівмуфтах та будувати такі муфти для реверсивної роботи. Крім цього, при такому виконанні дисків і постановці пальців в отвори що розташовані на різних діаметрах можлива побудова муфт з торцевою установкою канатів, які здатні до виконання запобіжних функцій. При обриві канатів кінематичний ланцюг розєднається і ведуча напівмуфта продовжить обертання без удару пальців однієї напівмуфти по пальцях іншої напівмуфти (рис. 6). З цього ж комплекту деталей можливе складання канатно-пальцевої муфти [7] (рис. 7) підвищеної компенсуючої здатності.

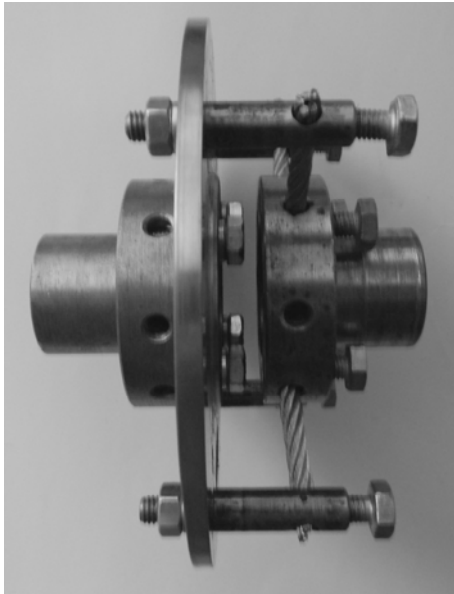


Рисунок 4 – Муфта з радіальною установкою прямих канатів

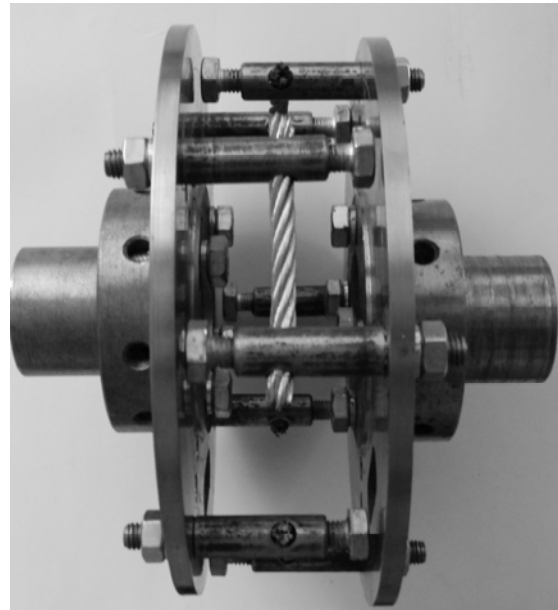


Рисунок 5 – Муфта з торцевою установкою прямих канатів

На основі досвіду виготовлення напівмуфт сформулюємо деякі рекомендації щодо раціонального проектування муфт з радіальними та торцевими канатами. Основні розміри напівмуфт можна визначати за залежностями із досвіду конструювання виходячи з діаметра поєднуваних валів [8]. В роботі [9] обґрунтовано, що діаметр затискних гвинтів канатних муфт доцільно брати такими, щоб для обробки отворів під нарізання різьби та установку канатів із послідуною перевіркою гвинтів на міцність. Очевидно, що діаметр різьбових хвостовиків пальців раціонально брати рівним діаметру гвинтів, що дозволить скоротити номенклатуру інструменту. Однак, при цьому пальці слід перевіряти на згин по аналогії з пальцями муфт МПВП [10].

При закріпленні диска відносно напівмуфти болтами з зазором момент тертя в стику повинен бути гарантовано більшим як моменту різання, так і максимального обертального моменту на передачу якого розрахована муфта.

Так, момент тертя який може бути забезпечений затяжкою z болтів (рис. 3):

$$T_{тр} = F_{зат} z f \frac{d_{фл} + D_{отв}}{4}, \quad (1)$$

де $F_{зат}$ – сила затяжки одного болта;

f – коефіцієнт тертя в стику;

$d_{фл}$ і $D_{отв}$ – діаметри фланця напівмуфти і розточки на торці фланця.

Сила затяжки кожного болта допустима його міцністю на розтягнення і кручення:

$$F_{зат} = \frac{\pi d_1^2}{1,3 \times 4} [\sigma], \quad (2)$$

де $[\sigma]$ – допустиме напруження розтягнення для класу міцності прийнятих болтів.

У випадку постановки штифтів їх треба перевіряти на зріз [10].

Момент сил різання при точінні:

$$T_m = P_z \frac{d_{диска}}{2}, \quad (3)$$

де P_z – сила різання при точінні розрахована методами теорії різання.

При цьому повинна виконуватись умова наявності гарантованого коефіцієнту запасу за моментом тертя:

$$K_{зан} = \frac{T_{тр}}{T_m} \geq 2. \quad (4)$$

Для виключення дисбалансу диска відносно осі напівмуфти, отвір у диску і глухий отвір у фланці напівмуфти необхідно обробляти заодно. У випадку приєднання диска болтами з зазором, мінімальний припуск на обробку цих отворів, повинен складати:

$$2z_{\min} = 2\delta_{3м} = 2(IT_{2л}^{noz} + IT_{різьб}^{noz} + S_{\max}), \quad (5)$$

де $IT_{2л}^{noz}$ – позиційний допуск гладких отворів у диску (заданий на кресленіку диска);

$IT_{різьб}^{noz}$ – позиційний допуск різьбових отворів у напівмуфті (заданий на кресленіку напівмуфти);

S_{\max} – максимальний зазор між стрижнем болта і гладким отвором у диску.

При обчисленні S_{\max} , нижнє відхилення зовнішнього діаметра різьби болта треба брати за ГОСТ 16093.

Нехтування в формулі (5) похибками розмірів і форми обумовлене тим, що оброблювані поверхні є вільними та з іншими поверхнями не спрягаються.

У випадку свердління отворів по розмітці припуск (5) обмежується її точністю (не менше 1...2 мм на сторону).

Максимальний припуск:

$$2z_{\max} = 2z_{\min} + IT_{отв}, \quad (6)$$

де $IT_{отв}$ – економічна точність вибраного методу обробки (наприклад розточування) для даного інтервалу розмірів.

Тоді, мінімальний діаметр попередньо обробленого отвору у диску та напівмуфті повинен складати:

$$D_0 = D_{отв} - 2z_{\max}, \quad (7)$$

де $D_{отв}$ – номінальний діаметр отвору в готовій муфті, який визначається конструктивно при її проектуванні.

Діаметр отвору $D_{отв}$ повинен бути більшим ніж діаметр маточини для забезпечення складання муфти по рис. 6.

Інші параметри муфти визначаються з умов компоновки приводу.

Аналогічно до представлених муфт з канатами, із уніфікованих частин можуть побудовані муфти інших типів. Це формує умови до синтезу універсально-складальних конструкцій муфт (УСМ). Такі муфти повинні конструюватися з уніфікованих базових елементів (напівмуфт) кріпильних елементів (пальці, втулки і т.п.) пружних елементів (пружини, стрижні, канати і т.п.) згідно схеми на рис. 8.



Рисунок 6 – Пружно-запобіжна муфта з торцевою установкою прямих канатів

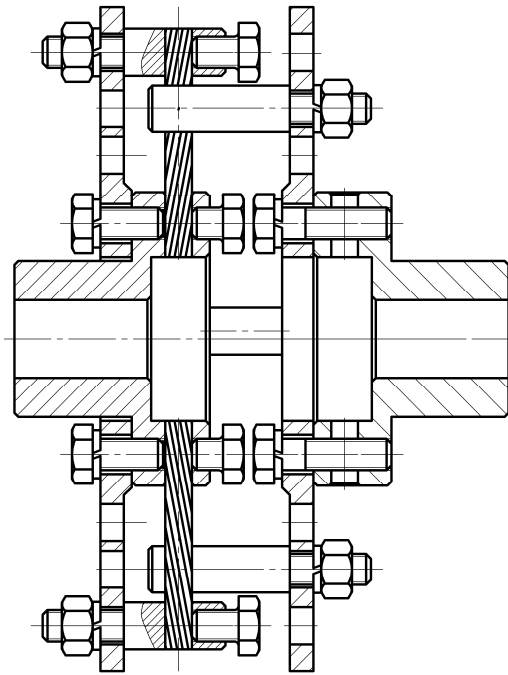


Рисунок 7 – Пружна канатно-пальцева муфта

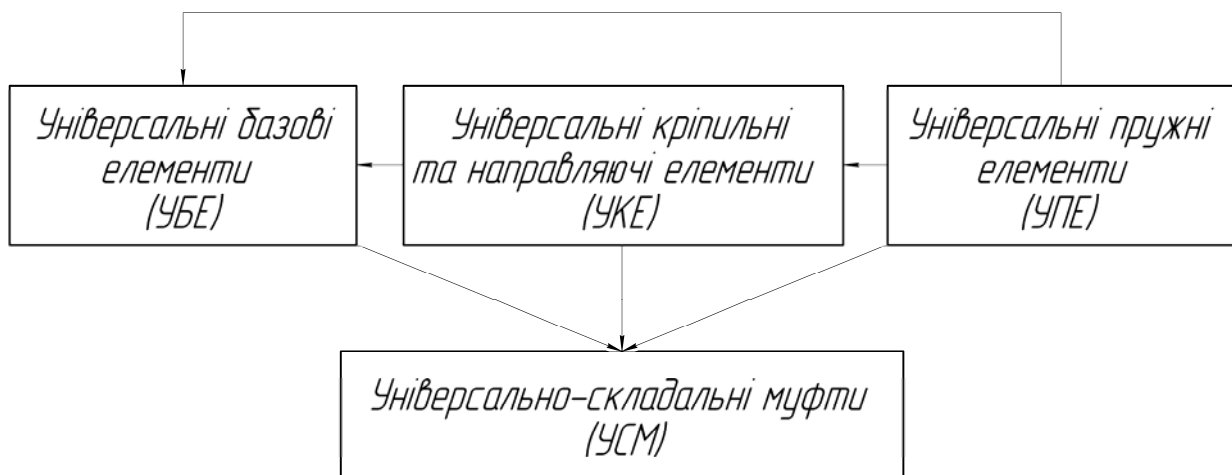


Рисунок 8 – Принципова схема побудови універсально-складальних муфт

Це дозволить додатково знизити витрати на проектування і виробництво нової техніки, сприятиме агрегуванню та побудові машин модульної конструкції. Еволюція УСМ відбуватиметься за рахунок переходу від УСМ пружно-компенсуючих до УСМ що здатні реалізувати всі характерні для муфт функції [10].

У підсумку виконаної роботи можна зробити наступні висновки:

1. Розроблені конструкції муфт з канатними пружними елементами, що допускають складання з уніфікованих деталей;
2. На основі досвіду виготовлення сформульовані рекомендації щодо забезпечення технологічності конструкцій розроблених муфт на етапі конструювання;
3. Запропонована концепція створення універсально складальних муфт.

Подальші дослідження в даній галузі слід зосередити на:

1. Синтез універсальних базових, кріпильних та пружних елементів;
2. Розробку систем автоматизованого проектування УСМ;

3. Розробку систем автоматизованого складання УСМ;

4. Розробку конструкцій комбінованих пружних елементів підвищеної довговічності та демпфуючої здатності та технологій їх виробництва

Список літератури

1. Теорія і розрахунок зернозбиральних комбайнів / К.І. Шмат, О.Є. Самарін, Є.І. Бондарев, О.В. Мигальов. – К.: Кондор, 2009 – 256 с.
2. Проценко В.О. Технологічні конструкції муфт обладнання підприємств будівельних матеріалів / В.О. Проценко, К.В. Луняка, В.О. Настасенко, А.Ю. Веремеєнко // Вісник Херсонського національного технічного університету. – Херсон: ХНТУ. – 2010. - № 1(37) – С. 138-144.
3. Проценко В.О., Настасенко В.О. Заявка на патент України F16 D 3/00 № а 200813424 від 20.11.2008. Пружна муфта з радіальними пружними елементами.
4. Проценко В.О. Експериментальні дослідження статичної жорсткості з'єднувальних муфт з осью установкою прямих канатів / В.О. Проценко // Вісник Хмельницького національного університету. – Хмельницький: ХНУ. – 2010. - № 4 (160) – С. 38-44.
5. Проценко В.О., Настасенко В.О., Бабій М.В. Заявка на патент України F16 D 3/00 № u 201013155 від 05.11.2010. Пружна муфта з радіальними канатами.
6. Проценко В.О. Заявка на патент України F16 D 3/00 № u 201013156 від 05.11.2010. Пружна муфта з торцевими канатами.
7. Патент на корисну модель МПК F 16 D 3/00, № 53668. Пружна канатно-пальцева муфта. Заявник Херсонський національний технічний університет, Херсонський політехнічний коледж Одеського національного політехнічного університету Авт. Проценко В.О., заявка u201005228 від 29.04.2010, опубл. 11.10.2010, Бюл. №19.
8. Проценко В.О. Визначення діаметра затискних гвинтів канатних муфт / В.О. Проценко // Прогресивні технології і системи машинобудування. – Донецьк: ДонНТУ. – 2010. - Вип. 40 – С. 226-232.
9. Дунаев П.Ф. Детали машин: Курсовое проектирование / П.Ф. Дунаев, О.П. Леликов. – М.: Машиностроение, 2002. – 536 с.
10. Заблонский К.И. Детали машин. – К.: Вища школа, 1985. – 518 с.

В. Проценко

Конструкторское обеспечение технологичности муфт с радиальной и торцевой установкой прямых канатов

В статье предложены новые конструкции канатных муфт. Сформулированы основные положения конструкторского обеспечения технологичности муфт с радиальной и торцевой установкой прямых канатов. Предложена концепция создания универсально-сборных конструкций подвижных упруго-компенсирующих муфт. Изготовлены опытные образцы канатных муфт.

V. Protsenko

Designer security of fabricability of muffs with radial and face installation of direct ropes

New constructions rope muffs are offered in the article. Substantive provisions designer security of fabricability of muffs with radial and face installation direct ropes are formulated. The concept of creation of multiple-purpose-national teams of constructions of mobile elastic-compensating muffs is offered. Pre-production models of rope muffs are fabricated.

Одержано 25.02.11

УДК 621.9.025.14

М.В. Бабій, магістр, В.О. Настасенко, доц., канд. техн. наук
Херсонський державний морський інститут

Нові види відрізних різців і технологія їх виробництва

В роботі показано, що найбільш прогресивними серед відрізних різців є збірні конструкції з бічною установкою багатограних непереточуваних ріжучих пластин простої форми. Для забезпечення можливості виробництва пластин нового виду запропонована конструкція пристосування. Запропонована методика визначення діаметру шліфувальних кругів для отримання необхідних для різання бічних задніх кутів.

збірний відрізний різець, змінні багатогранні ріжучі пластини, тверді сплави, механічне кріплення пластин, бічна схема різання

Актуальність, наукова новизна та практична значимість роботи. Аналіз відомих конструкцій відрізних різців [1] показав, що найбільш прогресивними є нові види відрізних різців з бічною установкою звичайних трикутних та квадратних швидкозмінних непереточуваних твердосплавних ріжучих пластин (рис.1–3) [2], у яких на вершинах бічних сторін перехідні радіуси усунені додатковою заточкою лисок або викруглень-стружкових канавок.

Для забезпечення на даних пластинах необхідних бічних задніх кутів α_b на бічних сторонах, у їх вершин можуть бути виконані виступи різної форми: квадратної (а, б), квадратної з короткими (в, г) і довгими (д, е) укосами, пірамідальної (з, ж), конічної (і, д) і сферичної (л, м) форми; або виконані піднутрення різної увігнутої форми: сферичної (н, р), радіусної (о, с) або кутової (п, т) (рис.4 – 5) [2].



Рисунок 1 – Відрізний різець із пружним кріпленням БНП

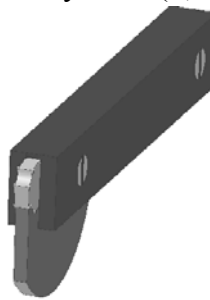


Рисунок 2 – Відрізний різець із П-подібним корпусом

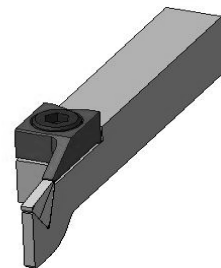


Рисунок 3 – Відрізний різець з осьовою фіксацією пластини

Пропоновані конструкції пластин і різців є більш ефективними, ніж пластини та різці світових інструментальних виробників, таких як Sandvik Coromant, ISCAR, Taegu Clamp, HORN та ін., а у пластин з викругленнями-стружковими канавками, за рахунок подвоєння ріжучих кромок, їх вартість, у перерахунку на одне ріжуче лезо, знижується до 2 разів. Виключення переточувань пластин і багаторазове використання корпусу зменшує подальші витрати споживача лише на придбання пластин, вартість яких, при виготовленні їх пресуванням, що можливо при масовому виробництві, буде близька до вартості звичайних пластин. Однак для промисловості України, яка не має великих об'ємів для окупності дорогого інструменту, необхідне вирішення задачі виготовлення нового виду ріжучих пластин в умовах малосерійного та серійного виробництва.

Таким чином, *метою даної роботи* є розробка технології виготовлення, пристосувань та інструменту другого порядку для виробництва нового виду ріжучих пластин. *Наукову новизну* виконуваної роботи складає розробка методики визначення радіусу виїмки на бічних сторонах пластин та визначення діаметру шліфувальних кругів для забезпечення необхідних бічних задніх кутів для усіх типорозмірів стандартних багатограних непереточуваних ріжучих пластин.

Основні шляхи розв'язання поставлених задач. Аналіз пропонованих ріжучих пластин нового виду (рис.4–5) показав, що в умовах малосерійного та серійного виробництва, найбільш простими у виготовленні є пластини, у яких необхідні для відрізання бічні задні кути α_6 отримують шліфуванням піднутрень на бічних сторонах пластин різної увігнутої форми: сферичної (н, р), радіусної (о, с) або кутової (п, т).

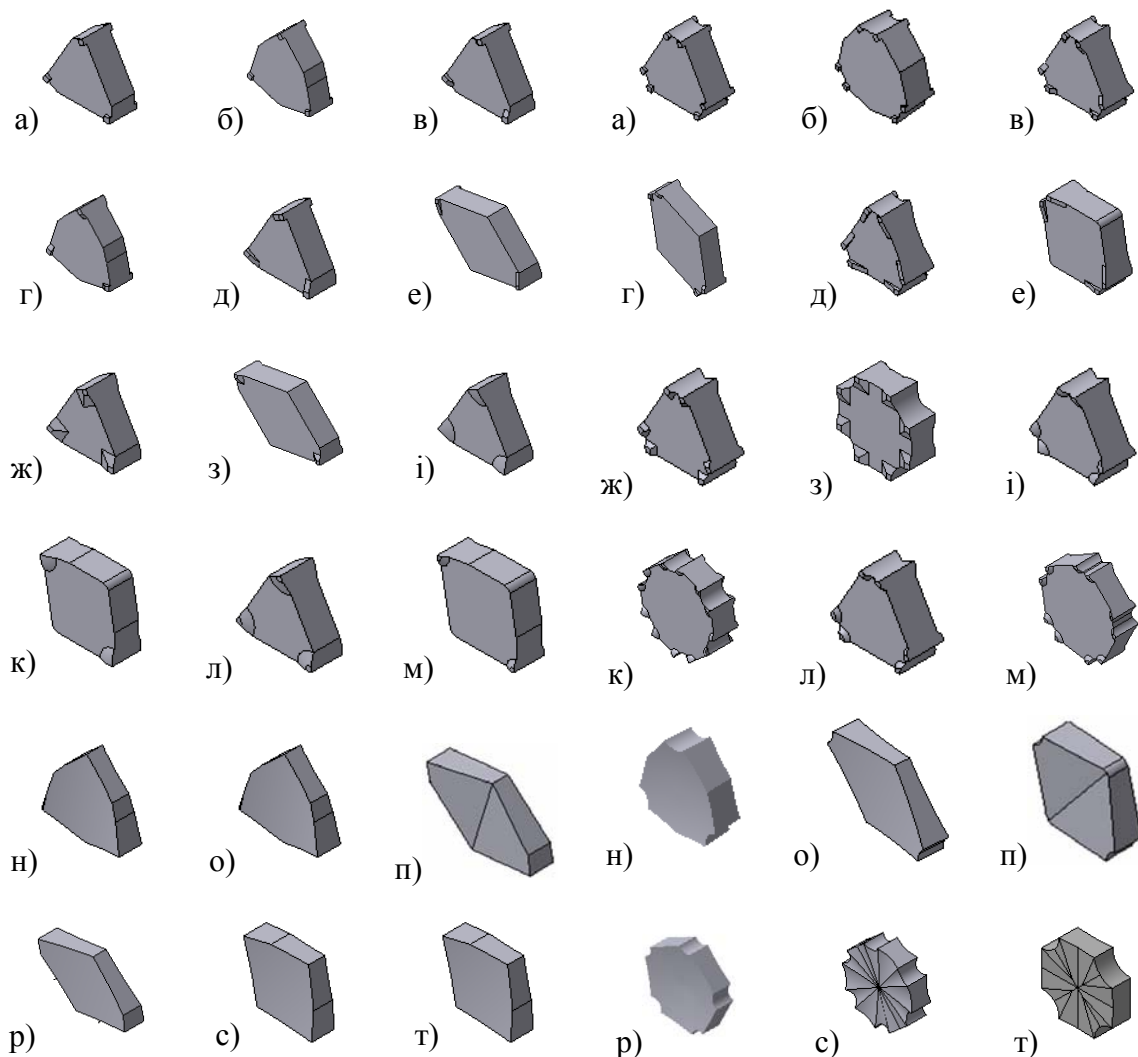


Рисунок 4 – Форми пластин з лисками на вершинах, які мають виступи і піднутрення на бічних сторонах

Рисунок 5 – Форми пластин з викругленнями на вершинах, які мають виступи і піднутрення на бічних сторонах

Оскільки піднутрення сферичної форми (н, р) на ріжучих пластинах можна отримати за два технологічних переходи, тоді як для піднутрень радіусної (о, с) або кутової (п, т) форми необхідно виконати $2n$ технологічних переходів, де n – кількість бічних граней пластини, вони є найбільш технологічними у виготовленні. Тому актуальною є розробка пристосувань та інструменту другого порядку для виробництва

ріжучих пластин, а також методики визначення діаметру шліфувальних кругів для виготовлення пластин з сферичною формою піднутрень.

Шліфування сферичних увігнутих поверхонь осьовим інструментом, зокрема шаровими, або шаровими з циліндричною бічною поверхнею, чи напівшаровими шліфувальними кругами за ГОСТ 2447–82 [3], є недосконалим, оскільки швидкість різання на вершині осьового інструменту наближається до нульової, при якій процес різання ускладнений.

Усунути недоліки застосування осьового інструменту для шліфування увігнутих сферичних поверхонь можна застосуванням вузького плоского прямого шліфувального круга [4]. Однак при цьому необхідно забезпечити всі необхідні рухи шліфувального круга, оскільки його обертання навколо центральної осі є недостатньою умовою для формоутворення. Дана задача вирішена в пристрої для шліфування сферичних поверхонь [4], в якому шліфувальне коло 3 із зовнішнім радіусом r і шириною h , приводиться в обертання шліфувальною головкою 2 (рис. 6) і виконує головний рух – рух різання. За рахунок установки головки 2 на рамі 5 з віссю 6 і підшипником 7, вона створює формотворчі хитальні рухи в горизонтальній площині, які забезпечуються поворотом кулачка 9, встановленого на осі 8, до якого пружиною 10 притиснутий корпус головки 2, при цьому сполучення центра O_K обертання шліфувального круга з віссю хитання рами забезпечує формування на виробі сферичної виїмки. Виконання рухів хитання здійснюється кулачком 9, введенням в зачеплення з корпусом шліфувальної головки 2, що притиснута до нього під дією пружини 10.

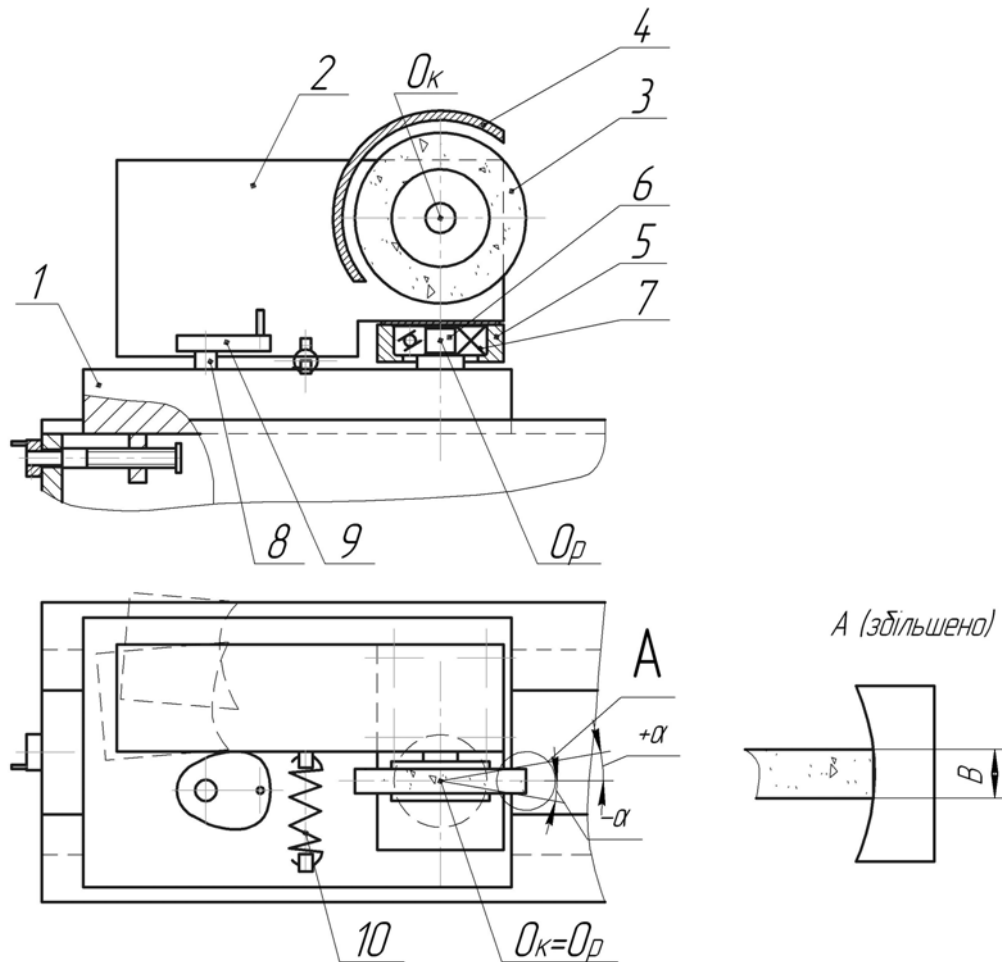


Рисунок 6 – Принципова схема пристрою для шліфування сферичних поверхонь

Застосування даного пристосування розширює технологічні можливості отримання увігнутих сферичних поверхонь, дозволяє виконувати сферичні увігнуті

поверхні прямим плоским шліфувальним колом, що усуває недоліки формування даних поверхонь осьовим інструментом. Однак у цьому разі наступною для вирішення задачею є визначення радіусу виїмки на бічній стороні встановленої ріжучої пластини та визначення діаметру шліфувальних кругів, необхідних для забезпечення необхідних бічних задніх кутів для усіх типорозмірів стандартних багатограних непереточуваних ріжучих пластин.

У рамках цього питання було визначено, що для підвищення міцності ріжучих пластин, а саме бічних ріжучих кромки, необхідним є формування залишкових виступів у вершин пластин на максимально можливу довжину поверхні тертя $\Delta f = 0,4 \dots 0,6$ мм, як для пластин з лисками (рис.7, а) так і для пластин з викругленнями-стружковими канавками (рис.7, б).

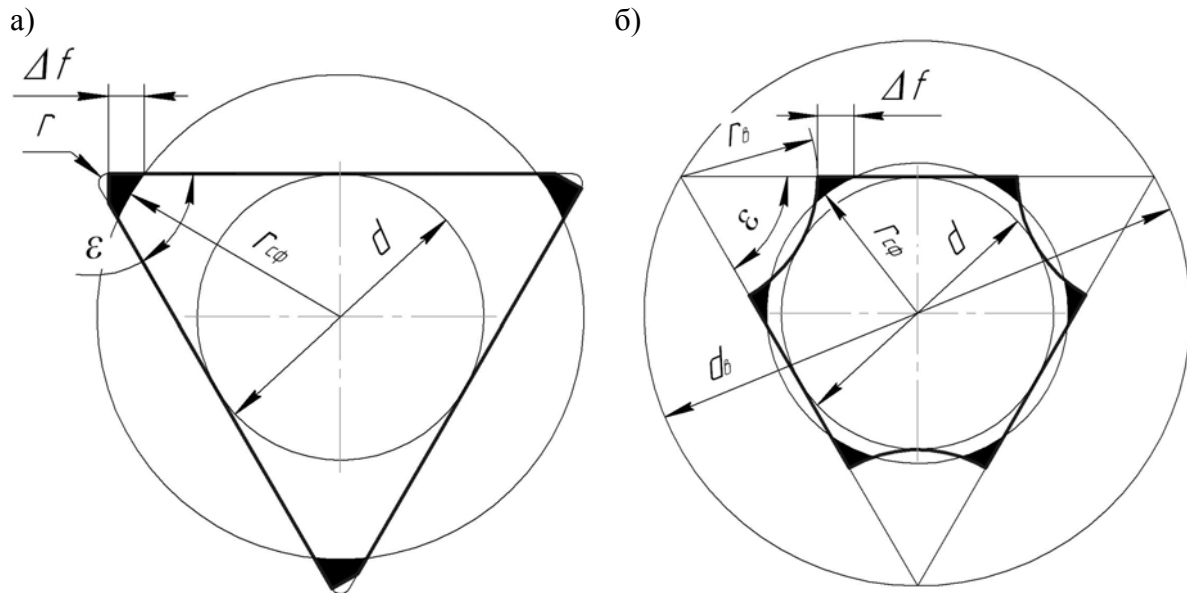


Рисунок 7 – Залишкові виступи у вершин пластин

При цьому об'єм матеріалу на ділянці Δf , що стирається в процесі різання при вершині, збільшується в 2-3 рази при одній і тій же величині лінійного зносу Δh , у порівнянні із загостреною вершиною (рис.8) зменшується також концентрація теплових напруг, що додатково підвищує стійкість.

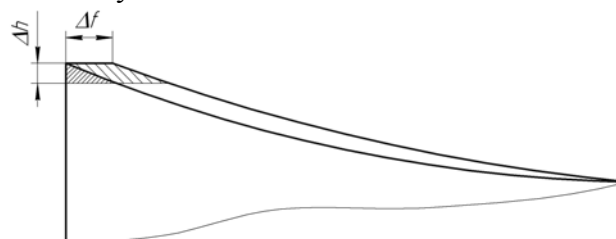


Рисунок 8 – Схема зносу виступів у вершин пластин

У такому разі радіус $r_{cφ}$ кола виїмки згідно розрахункових схем, представлених на рис.7 визначиться для пластин з лисками за формулою (1) та для пластин з викругленнями-стружковими канавками за формулою (2).

$$r_{cφ} = \sqrt{\frac{d^2}{4} + \left(\frac{d}{2 \operatorname{tg}(\xi/2)} - \frac{r}{\operatorname{tg}(\xi/2)} - \Delta f \right)^2}; \quad (1)$$

$$r_{cφ} = \sqrt{\frac{d^2}{4} + \left(\frac{d}{2 \operatorname{tg}(\xi/2)} - r_e - \Delta f \right)^2}. \quad (2)$$

За величиною радіусу $r_{сф}$ та з урахуванням величини необхідного заднього бічного кута $\alpha_б$, визначимо радіус алмазного шліфувального круга $R_к$ по рис. 9.

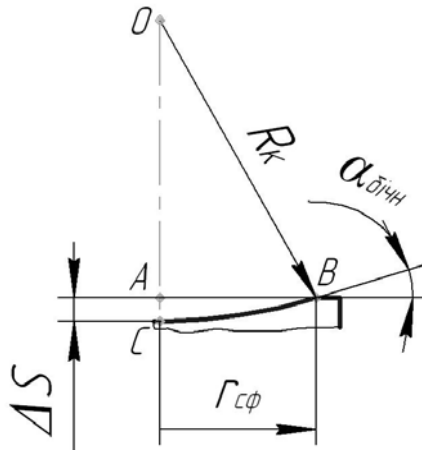


Рисунок 9 – Схема для визначення радіусу алмазного шліфувального круга $R_к$ та величини піднутрення ΔS

$$R_к = \frac{r_{сф}}{\sin \alpha_{б}}; \quad (3)$$

$$\Delta S = R_к - \sqrt{R_к^2 - r_{сф}^2}. \quad (4)$$

Таким чином, визначимо радіус сфери для пластини тригранної форми з лисками з кутом $\xi = 60^\circ$, що має розміри [3] $l = 16,5$ мм, $d = 9,525$ мм, $S = 3,18$ мм, $r = 0,4$ мм, $m = 13,891$ мм, при середній величині $\Delta f = 0,5$ мм (рис.7, а).

$$r_{сф} = \sqrt{\frac{9,525^2}{4} + \left(\frac{9,525}{2 \tan(60^\circ/2)} - \frac{0,4}{\tan(60^\circ/2)} - 0,5 \right)^2} = 8,5 \text{ мм.}$$

За величиною радіусу сфери $r_{сф} = 8,5$ мм з урахуванням величини рекомендованого [3] заднього бічного кута $\alpha_{б} = 1,5^\circ$ (рис. 9) визначаємо радіус алмазного шліфувального круга за формулою 3.

$$R_к = \frac{8,5}{\sin 1,5^\circ} = 326 \text{ мм.}$$

Однак цей радіус занадто великий для доцільних розмірів кругів, тому зменшимо його до величини 100 мм.

Визначаємо величину реального піднутрення $\Delta S_ф$ за формулою 4:

$$\Delta S_ф = 100 - \sqrt{100^2 - 8,5^2} = 0,36 \text{ мм.}$$

При цьому фактичний бічний задній кут у вершини пластин складе величину:

$$\alpha_б = \arccos \frac{\sqrt{R_к^2 - r_{сф}^2}}{R_к}; \quad (5)$$

$$\alpha_б = \arccos \frac{\sqrt{100^2 - 8,5^2}}{100} = 4,87^\circ.$$

Такий бічний задній кут більш раціональний для різання, що є додатковою перевагою запропонованих пластин.

Висновки. Таким чином, у даній роботі показано переваги застосування збірних відрізних різців з механічним закріпленням БНП з бічною схемою різання. Для виготовлення ріжучих пластин нового виду в умовах серійного виробництва запропонована конструкція пристосування для формування сферичних увігнутих

поверхонь, яка розширює технологічні можливості отримання даних поверхонь та дозволяє виконувати їх плоским прямим шліфувальним кругом, що усуває недоліки формування даних поверхонь осьовим інструментом.

Розроблена методика визначення радіусу виїмки на бічних сторонах пластин та визначення діаметру шліфувальних кругів для забезпечення необхідних бічних задніх кутів для усіх типорозмірів стандартних багатограних непереточуваних ріжучих пластин дозволяє розрахунковим способом визначити діаметр необхідного шліфувального круга.

Сукупність зазначених факторів підтверджує доцільність широкого впровадження пропонованих пластин та різців, а також обладнання для їх виготовлення.

Список літератури

1. Бабій М.В. Еволюція канавкових та відрізних різців і перспективи їх розвитку// Вісник Хмельницького національного університету. – 2010. – № 5. – С.120-126.
2. Патент Российской Федерации на изобретение № 2366542 Сборный отрезной резец и режущие пластины к нему. Заявка № 2007111687 от 29.03.07. Авт. изобр. Настасенко В.А., Бабий М.В. //БИ 2009. № 25 от 10.09.09.
3. Справочник инструментальщика. /И.А. Ординарцев, Г.В. Филиппов, А.Н. Шевченко и др. – Л.: Машиностроение, 1987. – 846 с.
4. Патент України на винахід № 89202 Пристрій для шліфування сферичних поверхонь. Заявка № а200703564 від 02.04.2007. Авт. винах. Настасенко В.О., Бабій М.В. // бюл. № 1 від 11.01.2010.

М. Бабій, В. Настасенко

Новые виды отрезных резцов и технология их производства

В работе показано, что наиболее прогрессивными среди отрезных резцов являются сборные конструкции с боковой установкой многогранных неперетачиваемых режущих пластин простой формы. Для обеспечения возможности их производства предложена конструкция приспособления для изготовления режущих пластин нового вида. Предложена методика определения диаметра шлифовальных кругов для получения необходимых для резания боковых задних углов.

M.Babij, V. Nastasenko

New kinds of cooting tools and of their manufacturing technology

The most progressive among cutting tools is modular constructions with side installation of polyhedral not sharpened back cutting plates of the simple shape it is displayed in article. For a possibility of their manufacture the construction of accommodating for manufacture of cutting plates of a new aspect is offered. The technique of definition of diameter of wheels for deriving of side clearance angles necessary for cutting is offered.

Одержано 23.02.11

УДК 621.914.28:006.354

В.А. Настасенко, доц., канд. техн. наук, В.В. Вирич, инженер

Херсонский государственный морской институт, НПО Заря-Машпроект, г. Николаев

Анализ нагружения дисковых фрез с боковой установкой многогранных неперетачиваемых пластин

В работе проведен сравнительный анализ стандартных и предлагаемых сборных дисковых фрез с многогранными неперетачиваемыми пластинами и показана возможность уменьшения ширины резания ими, более чем в 2 раза, что ужесточает условия эксплуатации корпуса. Однако анализ его прочности по методу конечных элементов затруднен новизной конструкции, усложняющей выбор исходных условий. В данной работе эта задача решена с учетом анализа возникающих в корпусе фрезы напряжений.

сборные дисковые фрезы, многогранные неперетачиваемые пластины, метод конечных элементов, прочность, жесткость

Разработка относится к области машиностроения, металлообработки и деталей машин, в частности – к вопросам прочности сборных дисковых и отрезных фрез с механическим креплением многогранных неперетачиваемых режущих пластин (МНП).

Состояние проблемы, ее актуальность и практическое значение. Дисковые и отрезные сборные фрезы, оснащенные многогранными неперетачиваемыми пластинами с механическим их креплением, в настоящее время относят к наиболее прогрессивным видам инструмента, что отвечает общим тенденциям их развития и совершенствования. Объясняется это тем, что они обеспечивают наибольшую, по сравнению с другими конструкциями дисковых фрез, экономию инструментального материала, возможность многократного использования корпуса, исключение переточек и заточных участков для выполнения данных операций, а также сокращают вспомогательное время в основном производстве за счет поворота и быстрой замены пластин, в т.ч. – без снятия фрез со станка. Важность и перспективность данного вида фрез подтверждена принятием в 1990 г. ГОСТа 28437-90 «Фрезы дисковые с механическим креплением многогранных твердосплавных пластин», что подтверждает их практическое значение и обеспечивает их широкое применение. Конструкции таких фрез представлены на рисунке 1 а,б.

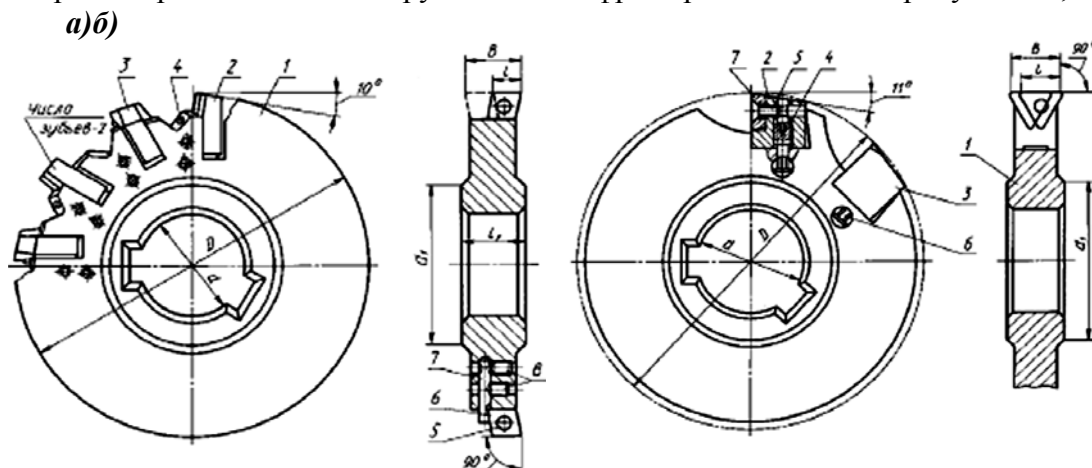


Рисунок 1 а, б – Сборные дисковые фрезы с механическим креплением МНП, тип 1

Недостатком данных фрез является то, что ширина B реза на 2...4 мм превышает длину l боковой стороны пластин, минимальная величина которых составляет 12 мм, что адекватно увеличивает объем металла, уходящего в стружку, работу резания и количество выделяющегося при этом тепла. В свою очередь это увеличивает мощность, затрачиваемую на резание и количество потребляемой силовой электроэнергии, снижет стойкость инструмента и увеличивает технологическое время на выполнение данной операции, а в случае применения фрез для отрезки – уменьшает полезную длину заготовки. Таким образом, применение таких фрез, в качестве отрезных, оправдано лишь при большом их наружном диаметре ($D_a > 600$ мм), где увеличенная ширина диска H обеспечивает фрезе требуемую жесткость и виброустойчивость.

Другими недостатками таких фрез являются использование лишь пластин ромбической и трехгранной формы, что ограничивает количество их переустановок после износа режущих кромок, а также применение лишь пластин с отверстием, что уменьшает их прочность.

Указанные недостатки устраняют предложенные в патенте на изобретение Украины № 91670 [1] сборные дисковые фрезы с боковым механическим креплением установленных в пазах корпуса неперетачиваемых твердосплавных режущих пластин ГОСТ 19043-80 ... ГОСТ 19081-80, ГОСТ 24247-80...ГОСТ 24257-80, от трехгранной, до круглой формы, у которых радиусные участки сопряжения режущих кромок у вершин устранены заточкой лысок или продольных выкружек-стружечных канавок (рисунок 2).

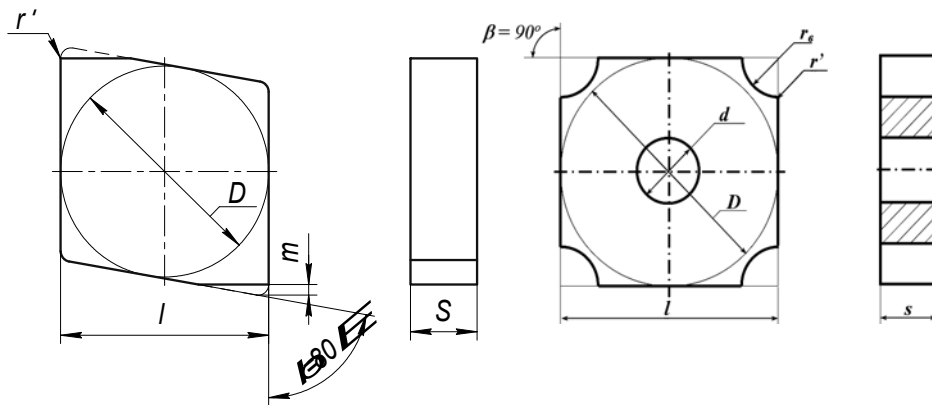


Рисунок 2 - Стандартные многогранные неперетачиваемые пластины с лысками m и выкружками r_s , устраняющими переходный радиус r' сопряжения боковых сторон

Аналогичные выполнения лысок и выкружек на вершинах возможны для всех известных исполнений МНП простой формы, что было впервые предложено в патенте на изобретение Российской Федерации № 2318634 [2]. При этом возможно уменьшение радиуса переходного участка сопряжения канавок с режущими кромками, с $r' \geq 0,2$ мм, до $r' < 0,01$ мм, что устраняет неблагоприятные условия резания при отделении корня стружки и обеспечивает возможности применения нового вида пластин в любых видах обработки резанием. Выполнение лысок упрощает процесс изготовления пластин в условиях мелкосерийного и серийного производства. Однако у пластин с выкружками, изготовление которых предпочтительно прессованием в условиях крупносерийного и массового производства, в 2 раза увеличивается количество используемых режущих лезвий, за счет переустановки пластин на другое основание, что адекватно уменьшает удельную стоимость пластин в расчете на одно режущее лезвие. Для упрощения заточки лысок и выкружек в условиях мелкосерийного производства, разработаны специальные приспособления, часть из которых защищена патентом Украины № 79866 [3].

Конструкции ряда предложенных в патенте [1] сборных дисковых фрез, показаны на рисунке 3.а,б.

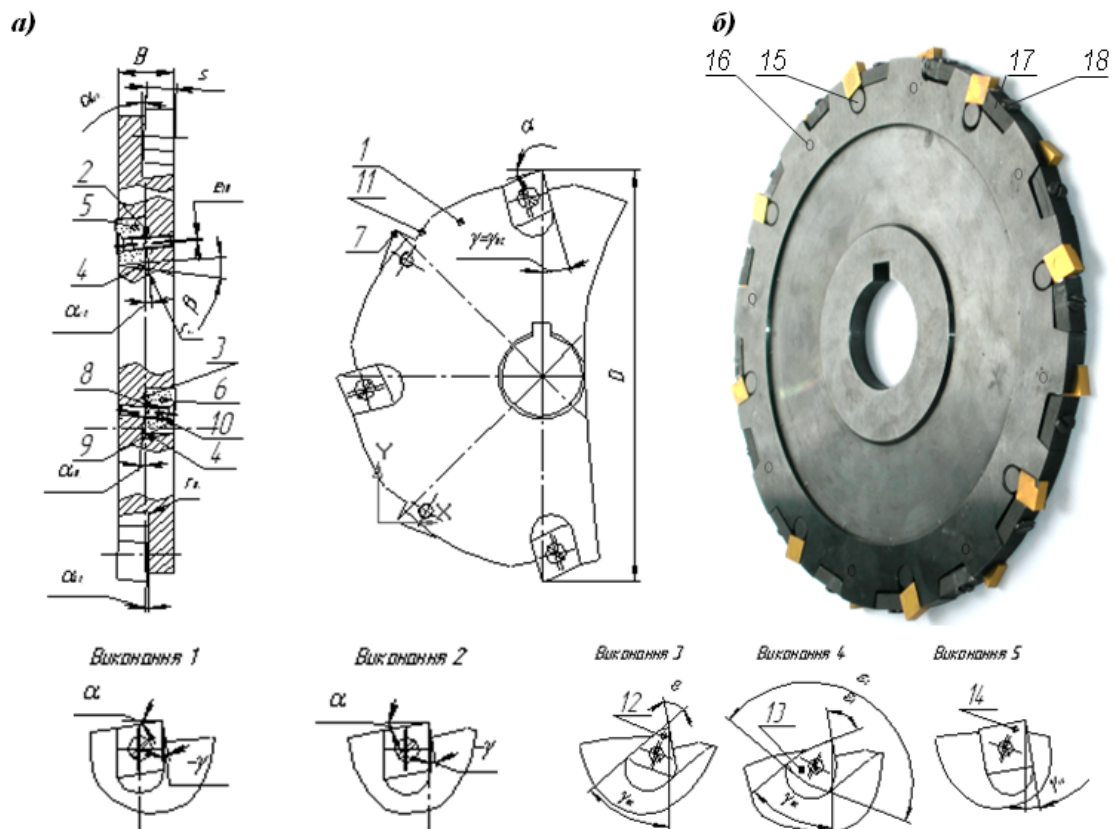


Рисунок 3.а,б - Предлагаемые конструкции дисковых отрезных фрез и варианты оснащения их многогранными неперетачиваемыми пластинами боковой установки с креплением их сбоку винтом (а) и по периферии – клином (б)

В патенте Украины [1] предложены также другие варианты конструкций фрез и пластин, в общем количестве – 64 исполнения. При этом крепление пластин любой формы в пазах корпуса может быть выполнено и другими способами.

Главными достоинствами предлагаемых сборных дисковых фрез по сравнению с фрезами ГОСТ 28437-90, являются:

1) уменьшение ширины резания до толщины s двух пластин, (при минимальной величине $s = 3,18$ мм, с учетом перекрытия пластин на величину $0,1 \dots 0,4$ мм, ширина резания составит $B = 6$ мм, или в 2,5 раза меньше, чем у фрез ГОСТ 28437-90, что адекватно уменьшает объем удаляемой стружки);

2) резание в направлении продольного сечения пластин, что увеличивает их толщину, противодействующую силам резания, с исходной s , до новой l , и позволяет адекватно увеличивать подачу на зуб, повышая производительность обработки.

Однако при этом уменьшается толщина диска корпуса, что обостряет проблему его прочности, жесткости и виброустойчивости, поэтому требуется ее решение.

Цель, задачи и научная новизна выполняемой работы. Поскольку предлагаемые конструкции фрез являются новыми и имеют существенные отличия от исходных, решение задач их прочности, жесткости и виброустойчивости по методу конечных элементов связано с определенными трудностями, особенно – при выборе исходных параметров и систем нагружения. При этом нужно учитывать неизбежные при любой численной аппроксимации условности и погрешности, а соответствие между расчетной моделью и реальной конструкцией является основной проблемой, в которой качество заключений, принимаемых на основе исходных положений и конечных результатов, во многом зависит от квалификации разработчика. Устранение указанных недостатков является главной целью и научной новизной выполняемой работы.

Разработка системы нагружения новых конструкций дисковых отрезных фрез. В основу разработки положены общие принципы метода конечных элементов (МКЭ), для которого исходным этапом является выбор условий работы и разделение объекта на простые элементы, типа октаэдров для пространственных фигур и треугольников для плоских фигур. Области этих фигур и относят к конечным элементам действующих на них нагрузок и возникающих в них перемещений [4]. Однако выбор начальных условий нагружения для новых конструкций всегда является проблемным, поэтому требуется решение данной задачи.

Работа предлагаемыми фрезами на фрезерных станках не отличается от работы базовых фрез, как по установке, так и по движениям резания. Нет отличий также в виде и состоянии материалов, (их жесткости, прочности, плотности, характеристике действия и распределения силовых полей механики сплошной среды и действующих нагрузок, и т. д.). Отличия возникают лишь в направлении установки пластин и действия на них сил резания, а также в форме гнезда под пластину и элементах ее крепления, поэтому в дальнейшем учтены лишь эти отличия. Таким образом, при равенстве остальных параметров, решение поставленной в данной работе задачи сводится к построению фигур, сформированных конечными элементами. Поскольку форма корпуса и пластины может быть представлена в виде совокупности параллельных плоских поверхностей элементарной толщины, это упрощает решение задачи, сводя ее к слоисто-плоскостной.

На исходном этапе целесообразно также разделение процесса нагружения фрез и пластин от действия сил резания и от действия сил зажима и зажимающих элементов конструкции. Для рассматриваемого случая – фрезы с ромбическими пластинами (рисунок 2 и 3), которые крепятся клином, установленным на наружном диаметре диска с упором в спинку зуба и в пластину с ее передней стороны, за счет завинчивания винта в корпус, возможно простое сложение данных нагрузок и возникающих напряжений.

При выборе схемы нагружений учитывали, что разрушение закаленного корпуса при сжатии происходит под углом 45° к действию нагрузки, что соответствует общим принципам подобных разрушений [5], поэтому форма ячейки нагружения принята в виде равнобедренного треугольника с прямым углом при вершине, симметричным к направлению действия нагрузки (рисунок 4). Нет проблем также с выбором размеров этой ячейки, от которых зависит скорость и точность расчетов – их величина должна обеспечивать размещение не менее 5 расчетных точек ($n = 5$) на линейчатом участке поверхности нагружения: При этом направление действия нагрузок (по нормали к опорной поверхности, имеющей угол наклона δ), определяет расположение ячейки – перпендикулярно к опорной поверхности. В рамках принципа МКЭ – напряжения в системе идентичны форме ее ячеек – считаем, что катет треугольной ячейки должен постоянно сохранять: свою форму, размеры и направление под углом 45° к вектору развития напряжений в следующем узле (слое) системы. Однако с выбором этого вектора возникает ряд проблем, решить которые позволяют следующие допущения: 1) – разрушающие напряжения наиболее опасны в направлении наименьшего сечения корпуса; 2) – ограничивающей для их развития является опорная поверхность или поверхность закрепления.

Для дисковой фрезы, устанавливаемой на оправку по центральному отверстию, направления наименьшего сечения корпуса определяются радиус-векторами от центра корпуса к текущим узловым точкам нагружения, а поверхностью закрепления является поверхность боковых колец оправки, что позволяет принять конечным показателем их средний диаметр d_s . Таким образом, с учетом угла наклона δ , угол между направлением радиус-вектора и катетом треугольной ячейки составит величину $45^\circ - \delta$, что позволяет построить крайнюю линию распределения напряжений, созданных единичным модулем распределенной нагрузки dP_y от составляющей P_y силы резания, а по ней – симметрично оси, перпендикулярной к опорной поверхности – противоположную крайнюю линию нагружений (рисунок 4). В результате этих построений можно выделить нагрузочный

модуль, у которого интенсивность окраски адекватна интенсивности напряжений. Общая схема нагружения корпуса фрезы по впадине гнезда зуба показана на рисунке 5.

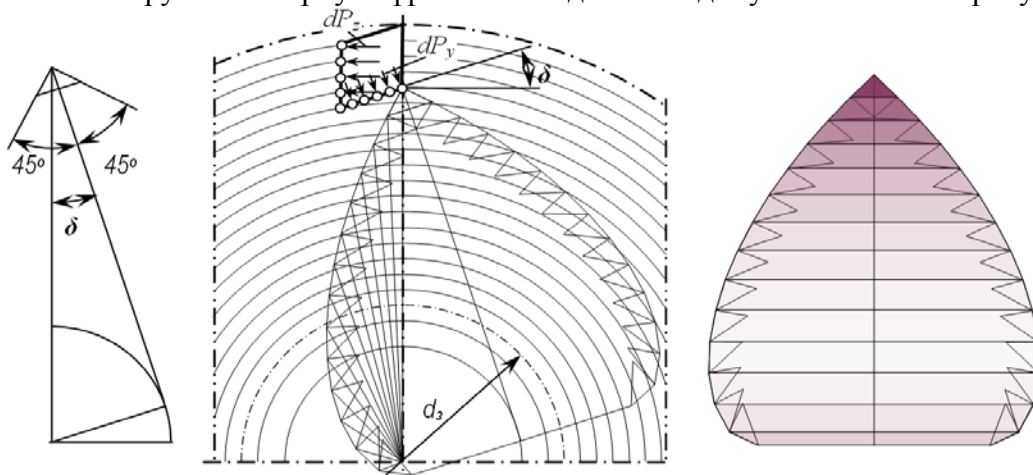


Рисунок 4 - Построение напряжений в корпусе фрезы от действия сил резания

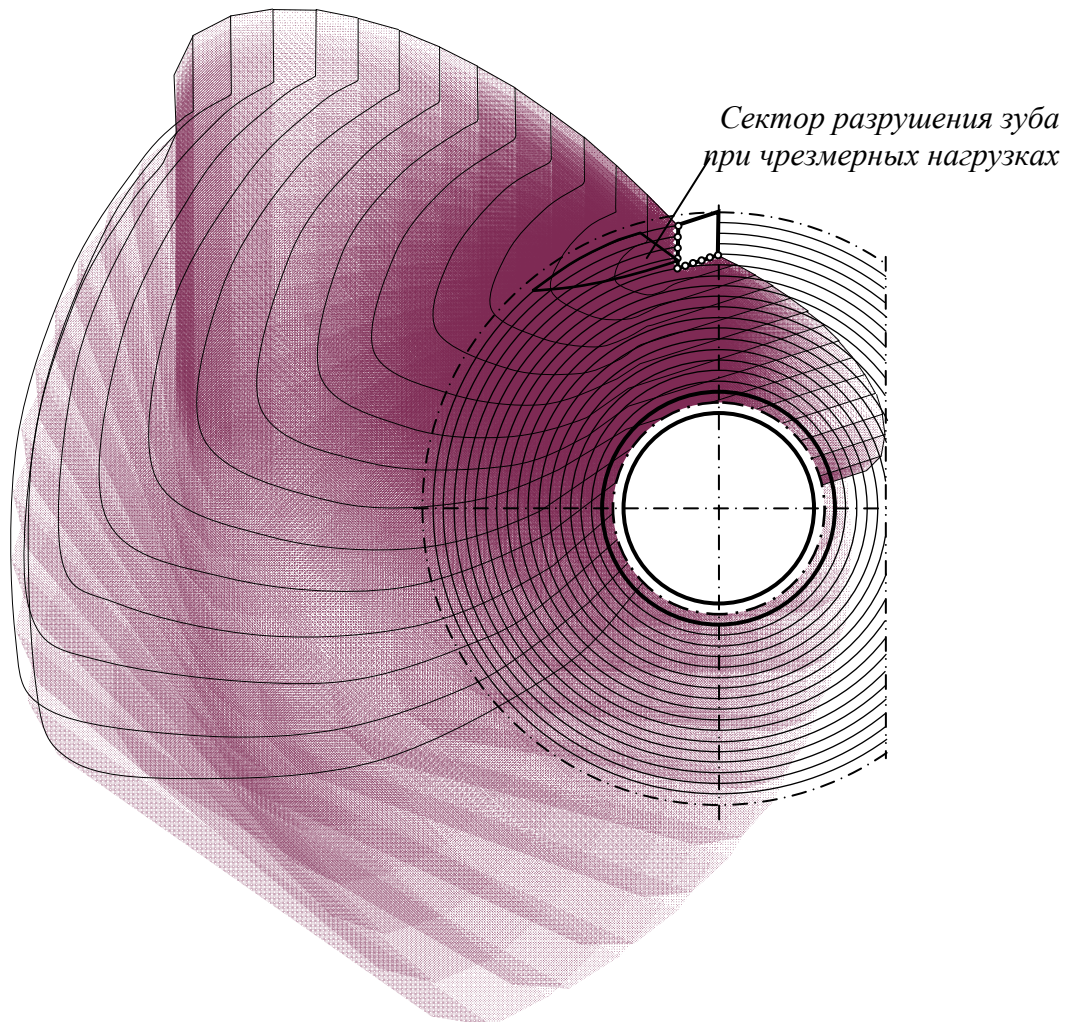


Рисунок 5 - Общая схема действия напряжений из гнезда зубе фрезы

При определении напряжений от действия единичного модуля распределенной нагрузки dP_z , созданной составляющей P_z силы резания, проблематичным является определение конечной зоны их развития, поскольку нет возможности, как это было для составляющей P_y , определить опорную поверхность или поверхность закрепления, а в результате этого – трансформацию направления векторов развития напряжений в последующих узлах (слоях) системы.

Однако, с достаточной для проведения подобных расчетов точностью, можно использовать выделенный нагрузочный модуль, у которого центральная ось совпадает с направлением действия нагрузки, или перпендикулярна к опорной поверхности, а общие размеры пропорциональны соотношению составляющих P_z и P_y силы резания. Аналогично следует учесть изменение напряжений на участках их концентрации, для чего использовать ранее известные коэффициенты концентраций напряжений. В рамках этих допущений общая картина напряжений имеет вид, показанный на рисунке 5.

Выводы. Из схемы напряжений можно определить зону разрушения гнезда при чрезмерных нагрузках, чем они сильнее, тем круче наклон зоны. На разрушение средней части корпуса влияние окажет нагрузка на других зубьях, что требует наложения друг на друга построенных схем нагружения и выполнения дополнительных исследований.

Полученные результаты могут быть использованы для дальнейших расчетов в МКЭ. При этом исходными являются: составляющие P_z и P_y силы резания и удельные нагрузки dP_z и dP_y , создаваемые ими на опорных поверхностях, с учетом влияния на них углов наклона δ . Другими исходными конструктивными параметрами являются: размеры гнезда, наружный диаметр корпуса и средний диаметр колец оправки.

Таким образом, исходные параметры определены, поставленные задачи решены.

Список литературы

1. Патент України на винахід № 91670. МПК В23 С 05/02. Збірна дискова фреза та ріжучі пластини до неї (варіанти). Заявка № 2006 03692 від 04.04.06. Авт. винах. Настасенко В.О., Яремчук М.Л. //Бюлетень Патенти України, 2010, № 16 від 25.08.2010.
2. Патент Российской Федерации на изобретение № 2318634. МПК В23 С 05/06. Торцовая режущее-деформирующая фреза, способ обработки ими, рабочие пластины к ним и способ их изготовления. Заявка № 2005110805/02 от 13.04.05. Авт. изобр. Настасенко В.А., Урсал К.Г. /БИ 2008. № 7 от 10.03.08.
3. Патент України на винахід № 79866. МПК В24 С 04/22. Пристрій для правки шліфувального круга. Заявка № 200509216 від 30.09.05. Авт. винах. Настасенко В.А., Урсал К.Г. //Бюл. 2007. № 4 від 10.04.07.
4. Камерон П., Дж.ван Линт. Теория графов. Теория кодирования и блок-схемы.—М.: Наука, 1980. -144с.
5. SolidWorks. Компьютерное моделирование в инженерной практике /Алямовский А.А., Собачкин А.А., Одинцов Е.В., Харитонович А.И., Пономарев Н.Б. — СПб.: БХВ-Петербург, 2005. — 800 с.

В. Настасенко, В. Вірич

Аналіз навантаження дискових фрез з бічною установкою багатограних непереточуваних пластин

У роботі проведений порівняльний аналіз стандартних і запропонованих збірних дискових фрез з багатограними непереточуваними пластинами і показана можливість зменшення ширини різання ними, більш ніж в 2 рази, що ускладнює умови експлуатації корпусу. Проте аналіз його міцності по методу кінцевих елементів утруднений новизною конструкції, що ускладнює вибір початкових умов. У даній роботі це завдання вирішене з урахуванням аналізу напруг, що виникають в корпусі фрези.

V. Nastasenko, V. Virich

Analysis of Ladening of Disk Milling Cutters With the Lateral Setting of Many-sided Indexable Insents

The comparative analysis of the standard and offered combined teams of disk milling cutters is in-process conducted with many-sided indexable insents. Possibility of diminishing of cutting width is rotined the last, more than in 2 times, it toughens external of corps environments. However laboured an analysis of his durability on the method of eventual elements is in a new construction, a novelty complicates the choice of initial terms. In this work this task is decided taking into account the analysis of arising up in the corps of milling cutter tensions.

Одержано 23.02.11

УДК 658.011.56

М.О. Карчевська, ас., В.О. Кондратець, проф., канд. техн. наук

Кіровоградський національний технічний університет

Обґрунтування типу і дослідження вторинного перетворювача системи ідентифікації завантаження кульового млина рудою

У статті обґрунтовано вибір магнітоіндукційного перетворювача у якості вторинного системи ідентифікації завантаження кульового млина рудою. В процесі теоретичних досліджень встановлено, що магнітоіндукційний перетворювач, який працює на принципі зміни проміжку між пружною пластиною і полюсними наконечниками біля повітряного зазора між ними, має суттєву нелінійність статичної характеристики. Це не дозволяє реалізувати даний тип перетворювача. Е.р.с. магнітоіндукційного перетворювача з паралельним переміщенням пластини відносно повітряного зазора має лінійну статичну характеристику і його доцільно реалізувати в системі ідентифікації завантаження кульового млина рудою.

первинний, вторинний, магнітоіндукційний перетворювач, швидкість переміщення, рухомий елемент, похідна, ідентифікація

Частка залізорудної сировини, яку отримують збагаченням бідних залізних руд, в металургійній галузі України з року в рік збільшується. Найбільш енергоємним у збагаченні бідних залізних руд є їх подрібнення в кульових млинах. Відсутність ефективних засобів ідентифікації завантаження кульових млинів рудою не дозволяє якісно керувати процесом подрібнення, що приводить до значних перевитрат електричної енергії, куль і футерівки. Це не відповідає законодавству України щодо реалізації ресурсозберігаючих технологій в промисловості та основним положенням Державної науково-технічної програми «Ресурсозберігаючі технології нового покоління в гірничо-металургійному комплексі». Тому тема статті, присвяченої розробці засобу ідентифікації завантаження кульового млина рудою, є актуальною. Дана стаття висвітлює частину результатів, отриманих при виконанні науково-дослідної роботи «Комп'ютеризована система ідентифікації завантаження кульового млина при управлінні подрібненням руди» (державний реєстраційний номер 0109U007939).

Задачу завантаження кульових млинів рудою тривалий час розв'язують і вітчизняні, і зарубіжні вчені. Цю проблему в Україні в різні роки розв'язують В.О. Бунько, В.А. Воронов, А.С. Давидкович, Ю.Г. Качан, Є.В. Кочура, О.М. Марюта, В.С. Моркун, В.М. Назаренко, В.В. Ткачов, В.П. Хорольський, К.А. Шумилов та ін. В останній час показано, що задачу завантаження кульових млинів рудою необхідно розв'язувати в напрямку пошуку засобів автоматичного контролю параметрів, які безпосередньо характеризують енергетичну ефективність процесу руйнування матеріалу в технологічному агрегаті. Такий підхід ідентифікації кульового млина рудою запропоновано в [1], де прогин пружної пластини є мірою завантаження кульового млина рудою. Однак вимірюванням прогину пружних пластин в даних умовах ніхто не займався.

Метою даної роботи є обґрунтування типу, дослідження вторинного перетворювача та доведення його реалізованості при визначенні завантаження кульового млина рудою.

Вихідним сигналом первинного перетворювача системи ідентифікації

завантаження кульового млина рудою є переміщення центральної частини пружної пластини. Тому вторинний перетворювач повинен відноситись до пристроїв, що вимірюють переміщення. Серед таких пристроїв відомі цифрові датчики лінійних переміщень, індуктосини, індуктивні пристрої, диференціально-трансформаторні, потенціометричні, ємнісні, пневматичні, лазерні перетворювачі [2]. Аналіз показує, що у даному випадку практично зовсім не можливо застосовувати цифрові датчики лінійних переміщень, індуктосини, потенціометричні, пневматичні та лазерні перетворювачі. В той же час, враховуючи особливості роботи первинного перетворювача, можливо застосувати тензометричні, п'єзокерамічні, магнітопружні та магнітоіндукційні перетворювачі. Диференціально-трансформаторні перетворювачі передбачають контакт з рухомою пластиною та наявність джерела живлення змінного струму. Найбільш розповсюджені точні індуктивні пристрої також передбачають контакт з вимірюваною деталлю і наявність джерела живлення. Більш прості пристрої [2] контакту можуть не передбачати, особливо у даному випадку, однак мають значно гірші характеристики і потребують джерело живлення змінного струму. Магнітопружні перетворювачі передбачають контакт і джерело живлення змінного струму. Крім того, вони потребують достатньо великих питомих навантажень. Тензометричні перетворювачі також передбачають контакт з вимірюваною деталлю і наявність джерела живлення. Ємнісні перетворювачі можуть бути сконструйованими таким чином, що контакт з вимірюваною деталлю буде відсутнім. Вони в практиці в основному так і використовуються – при роботі змінюється повітряний проміжок між електродами. На великі можливості ємнісних перетворювачів вказано в роботі [3]. Одночасно в [3] та інших літературних джерелах підкреслюється, що ємнісні перетворювачі не отримали широкого розповсюдження. Велика різноманітність форм та конструкцій сприймаючих елементів не дозволили зробити узагальнюючих висновків в цілому по даному напрямку досліджень. В роботі [4], зокрема, розвинуто ряд аспектів теорії ємнісних перетворювачів, що дає можливість усунення деяких їх недоліків. Використання високостабільних джерел високочастотних коливань також дозволяє підвищити точність ємнісних перетворювачів. В той же час не ліквідовані недоліки, вказані в роботі [3], стосовно того, що поверхню пластин перетворювача практично неможливо очистити під час роботи, на нього діють температура, волога, пил, пара різних речовин та інші фактори. Вказані недоліки та особливості не дозволяють ефективно використати розглянуті перетворювачі при ідентифікації завантаження кульового млина рудою.

П'єзокерамічні перетворювачі практично допрацьовані, випускаються відповідно прийнятому стандарту (наприклад ІС – 3). Вони мають високу чутливість і не потребують джерела живлення. Необхідність кріплення їх до деталі (бажано гвинтами) не дозволяє їх використати для ідентифікації завантаження кульового млина рудою в наслідок зміни пружних властивостей пластини при виконанні в її центральній частині трьох свердловин з різьбою.

Для грубих дискретних вимірювань у гірничій промисловості використовують магнітоіндукційні пристрої, пристосовані для фіксування переміщення скребків конвеєрів і коліс вагонів (рельсові педалі). Неперервні сигнали типу вібрацій фіксують більш чутливими магнітоіндукційними пристроями, але їх виконують здебільшого контактними. Варіант безконтактного магнітоіндукційного пристрою, у якому центральна частина пружної пластини слугувала б частиною магнітопроводу, був би ідеальним конструктивним рішенням вторинного перетворювача, однак він реагує не лише на величину переміщення (або концентрації), а і на його швидкість. Прикладом такого перетворювача може бути пристрій, описаний в [5]. Тому необхідно більш детально дослідити роботу магнітоіндукційного перетворювача в даних умовах.

Сигнал магнітоіндукційного перетворювача формується під дією удару, який наноситься кулею по торцю нерухомого стержня. В елементарній механіці удар

пружних тіл рахують миттєвою подією. У дійсності цей процес триває певний час. Тривалість співударіння деталей у більшості кінематичних пар складає десятитисячні і навіть сотисячні частки секунди [6]. Співударіння деталей характеризується не лише малою тривалістю, великими силами взаємодії, але і занадто великими перепадами напруг. Теорію співударіння пружних тіл розробив в кінці XVIII століття Г.Герц. Теорія Герца дозволяє визначити форму і тривалість імпульсу співударіння деталей. Відповідно цій теорії імпульс має форму напівхвилі косинусоїди [6]

$$g(t) = \frac{3,35m v_0}{\tau} \cos \frac{\pi}{\tau} t, \quad (1)$$

де m , v_0 - відповідно маса і швидкість рухомої деталі;

τ - тривалість співударіння деталей;

t – поточний час.

Користуючись формулами перетворення Фур'є, можливо отримати частотний спектр такого імпульсу

$$Q(\omega) = \frac{6,7m v_0}{\pi} \times \frac{\cos \frac{\omega \tau}{2}}{1 - \left(\frac{2}{\pi} \cdot \frac{\omega \tau}{2} \right)^2}, \quad (2)$$

де ω – колова частота.

Теорія Герца розглядає удар пружних тіл без розміщення інших складових між ними, тому у даному випадку її безпосередньо використати не можливо.

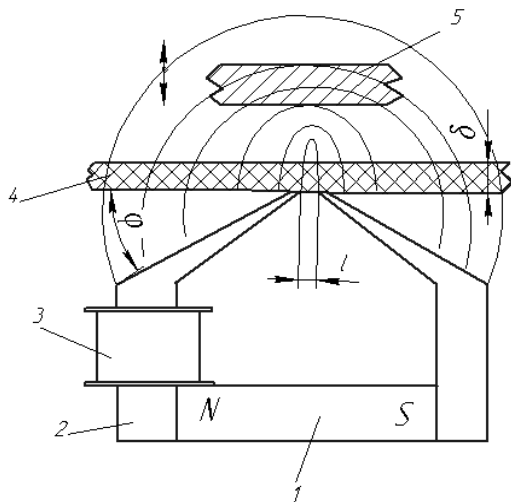
Удар пружних тіл породжує пружну хвилю. Основною формою пружної хвилі рахують аперіодичний імпульс [7]. Його головними параметрами є амплітуда, тривалість, частотний спектр.

Тривалість імпульсу визначається протяжністю співударіння деталей, яка насамперед залежить від їх маси, геометрії поверхонь, матеріалу [6]. У випадку визначення завантаження кульового млина рудою маса, геометрія поверхонь, матеріал елементів, що взаємодіють між собою, не змінюються. Це є передумовою незмінності тривалості співударіння кулі і стержня, що виконує роль первинного перетворювача. Однак на цей процес буде впливати руда, що знаходиться між елементами, які співударяються, а саме її кількість, крупність, міцність. Тому процес співударіння кулі і стержня у даному випадку буде значно ускладнюватися. В ньому можна виокремити тривалість руйнування руди і тривалість безпосередньо удару кулі по торцю стержня. Саме цей процес тут буде визначаючим. Він формує характер впливу на стержень і амплітуду переміщення центральної частини пружної пластини.

Форма імпульсу пружної хвилі визначається акустичними властивостями джерела випромінювання та середовища [7]. Джерело пружної хвилі можливо розглядати як аналог генератора східчастого діяння [7]. Таке східчасте діяння буде прикладене до торця стержня і викличе переміщення пружної пластини первинного перетворювача. При досягненні кінцевого положення за рахунок накопиченої енергії прогнutoї пружної пластини з врахуванням того, що на стержень сила з боку кулі вже не діє, здійсниться перехідний процес повернення механічної системи у попередній стан. Враховуючи, що прямий хід під ударом кулі через шматки твердого матеріалу може мати дещо викривлену форму, більш доцільно фіксувати зворотний хід пружної пластини зі стану деформованого зміщення у вихідне положення. При цьому східчасте діяння буде визначатися величиною деформації пластини, відповідно осередненому амплітудному значенню вхідного впливу, що міг мати дещо викривлену форму. Характер зворотного переміщення завжди буде незмінним і визначатися механічними властивостями системи та величиною деформації пружної пластини. За цих умов розглянемо взаємозв'язок між параметрами первинного перетворювача та змінними

магнітними потоками магнітоіндукційного перетворювача, які формуються під впливом удару кулі по торцю стержня. Магнітоіндукційний перетворювач (рис. 1) містить постійний магніт 1 і полюсні наконечники 2, що створюють магнітну систему. Біля повітряного проміжку довжиною l магнітний потік розсіюється і проникає через немагнітну прокладку 4 у повітряний простір. Тут він може взаємодіяти з рухомою феромагнітною пластиною 5. При переміщенні пластини 5 магнітний потік змінюється і в індукційній обмотці 3 наводиться електрорушійна сила (е.р.с).

В даній конструкції магнітоіндукційного перетворювача полюсні наконечники поступово звужуються і створюють повітряний проміжок довжиною l (рис. 1) і мають нахил під кутом φ до поверхні, перпендикулярної розповсюдженню силових магнітних ліній. Така форма і розміщення полюсних наконечників забезпечують отримання у повітряному просторі магнітного поля, яке має невеликі розміри відносно площини, що



- 1 – постійний магніт; 2 – полюсний наконечник;
3 – індукційна обмотка; 4 – немагнітна прокладка;
5 – фрагмент пружної пластини

Рисунок 1 - Схема магнітоіндукційного перетворювача

проходить через повітряний проміжок, перпендикулярно осі постійного магніту, і значну глибину проникнення в даній площині. Ширина полюсних наконечників, що відповідає розміру постійного магніту, визначає третій вимір магнітного поля біля повітряного проміжку. Магнітний потік має дві складові – звужену, про яку йшла мова, і розширену, в якій силові лінії виходять з нахиленої поверхні полюсних наконечників. Дослідження показали [8], що оптимальними параметрами магнітної системи є товщина полюсних наконечників 8...10 мм, яка поступово зменшується від каркасу обмотки до 2 мм на кінці біля повітряного проміжку. Кут φ нахилу полюсних наконечників повинен складати 45° .

На форму магнітного поля впливає довжина повітряного проміжку l , яка може змінюватися в основному в межах 1,5...5,5 мм. Довжина повітряного зазору l в основному впливає на магнітне поле на невеликій відстані біля повітряного проміжку [8].

При зміні магнітної проникності у повітряному просторі біля повітряного проміжку змінюється індукція в нейтральному перерізі постійного магніту на величину ΔB_m . Більшій зміні індукції ΔB_m при незмінному поперечному перерізі S постійного магніту відповідає більша зміна магнітного потоку $\Delta \Phi$, а як наслідок, і більша величина е.р.с на виході індукційної обмотки. Величина зміні індукції ΔB_m залежить від нахилу прямої повернення при однакових значеннях залишкової індукції B_R . Оскільки нахил прямої повернення магнітних сплавів близький до нахилу самої кривої розмагнічування в точці B_R , в перетворювачах доцільно використовувати постійні магніти з матеріалів, що мають круту криву розмагнічування. Таким умовам відповідають магнітні сплави ЮНДК-15, ЮНДК-18, ЮНДК-24. Для забезпечення незмінності магнітного потоку в процесі експлуатації перетворювача необхідно застосовувати стабілізовані магніти, у яких процес розмагнічування відбувається по прямій повернення. Оскільки магнітний потік в самому постійному магніті змінюється незначно, для забезпечення високої чутливості індукційну обмотку необхідно розміщувати на полюсних наконечниках.

Вплив параметрів магнітного кола на значення магнітного потоку найкраще вивчати в процесі розрахунку і проектування магнітних систем з постійними

магнітами. Однак доцільно орієнтуватися на загальні рекомендації, які витікають із базових міркувань основ теорії магнітних ланцюгів з постійними магнітами. Так, до зростання магнітного потоку приводять збільшення довжини, площі поперечного перерізу постійного магніту та використання матеріалу з великою коерцитивною силою й з великою залишковою індукцією [9].

Враховуючи, що магнітний потік перетворювача має дві складові, напруженість магнітного поля також математично описується двома членами. З віддаленням точки по нормалі від кромки полюсних наконечників та повітряного проміжку відбувається зменшення напруженості поля відповідно рівнянню [10]

$$H = k_1 H_{\Pi} e^{-c_1 x} + k_2 H_{\Pi} e^{-c_2 x}, \quad (3)$$

де H_{Π} – напруженість магнітного поля в повітряному проміжку;

k_1, k_2, c_1, c_2 – сталі коефіцієнти, що визначаються конструктивними параметрами перетворювача.

Біля повітряного проміжку значення першої складової у рівнянні (3) значно більші значень другої складової. Тому можна стверджувати, що при порівняно невеликих значеннях x напруженість магнітного поля описується першою складовою. В [8] розглядаються експериментально отримані криві зміни напруженості магнітного поля при різній довжині повітряного проміжку, які описуються рівнянням (3). З кривих видно, що напруженість магнітного поля тим більша, чим менша довжина повітряного проміжку. Однак при товщині немагнітної прокладки $\delta = 3$ мм криві практично зливаються, маючи однаковий характер зміни параметра. Напруженість магнітного поля розповсюджується на глибину до 20 мм і на цих відстанях має практично незмінне значення як у повздовжньому, так і в поперечному напрямках. На малих відстанях 0...3 мм від кромки полюсних наконечників напруженість магнітного поля сильно залежить від довжини повітряного проміжку і має нелінійний характер. Довжина повітряного проміжку 1,5 мм забезпечує велике значення напруженості магнітного поля. Крім того, в межах 0...3 мм напруженість лінійно залежить від віддалення x від кромки повітряного проміжку. Виконавши роздільну немагнітну прокладку товщиною 1 мм, в межах переміщення від 1 до 3 мм будемо мати лінійну залежність напруженості магнітного поля від переміщення.

В магнітній системі перетворювача магнітний потік в сталі Φ_c дорівнює магнітному потоку у повітряному проміжку Φ_{Π} [9]. Розглянемо магнітний потік у повітряному проміжку, маючи на увазі, що магнітна напруга в стані U_{mc} також дорівнює магнітній напрузі у повітряному проміжку $U_{m\pi}$ [9].

На підставі закону Ома для магнітного ланцюга [11] можна записати $U_{\pi} = \Phi R_{\pi}$ або $U_{\pi} = Hl$, де Φ – магнітний потік; R_{π} – магнітний опір ділянки ланцюга; l – довжина ділянки магнітного ланцюга. Однак при цьому відповідно напруженість магнітного поля, магнітний опір і магнітна провідність ділянки ланцюга дорівнюють

$$H = \frac{B}{\mu_0 \mu_r} = \frac{\Phi}{\mu_0 \mu_r S}; \quad (4)$$

$$R_{\pi} = \frac{l}{\mu_0 \mu_r S}; \quad (5)$$

$$G_{\pi} = \frac{1}{R_{\pi}} = \frac{\mu_0 \mu_r S}{l}, \quad (6)$$

де B – магнітна індукція;

μ_0 – магнітна проникність вакууму;

μ_r – магнітна проникність матеріалу ланцюга;

S – площа поперечного перерізу магнітопроводу.

Помножимо і поділимо праву частину (4) на довжину ділянки магнітного ланцюга l . В результаті отримаємо

$$H = \frac{\Phi}{l} \cdot \frac{l}{\mu_0 \mu_r S} = \frac{\Phi}{l} \cdot R_m. \quad (7)$$

Знайдемо величину, обернену виразу (7). Вона буде дорівнювати

$$\frac{1}{H} = \frac{l}{\Phi} \cdot \frac{\mu_0 \mu_r S}{l} = \frac{l}{\Phi} \cdot G_m. \quad (8)$$

Значення магнітного потоку у повітряному проміжку з виразу (8) буде дорівнювати

$$\Phi = Hl \cdot G_m = Hl \frac{\mu_0 \mu_r S}{l}. \quad (9)$$

У магнітній системі магнітоіндукційного перетворювача через повітряний проміжок одночасно проходить чотири магнітних потоки (рис. 2). Для кожного з них необхідно застосовувати залежність (9).

Нехтуючи розсіюванням, магнітний потік в повітряному проміжку між полюсними наконечниками буде дорівнювати

$$\Phi_{\Pi} = H_{\Pi} l \cdot \frac{\mu_0 \mu_{\Pi} ab}{l} = H_{\Pi} \mu_0 \mu_{\Pi} ab, \quad (10)$$

де a – ширина кромки полюсного наконечника;

b – ширина полюсних наконечників, що відповідає розміру постійного магніту;

μ_{Π} – магнітна проникність повітря.

Магнітний потік Φ_{Π} є незмінним.

Магнітний потік у немагнітній прокладці

$$\Phi_{\Pi\Pi} = \frac{H_{\Pi1} + H_{\Pi2}}{2} l_1 \cdot \frac{\mu_0 \mu_{\Pi\Pi} \delta b}{l_1} = H_{\Pi\text{ср}} l_1 \cdot \frac{\mu_0 \mu_{\Pi\Pi} \delta b}{l_1} = H_{\Pi\text{ср}} \mu_0 \mu_{\Pi\Pi} \delta b, \quad (11)$$

де $H_{\Pi1}$, $H_{\Pi2}$, $H_{\Pi\text{ср}}$ – відповідно напруженість магнітного поля на лівому, правому кінці та посередині немагнітної прокладки;

$\mu_{\Pi\Pi}$ – магнітна проникність матеріалу прокладки;

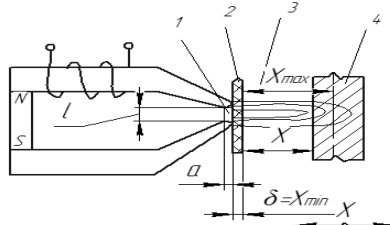
l_1 – розмір магнітного поля вздовж повітряного проміжку поза магнітною системою, що складає наближено 10...12 мм.

Магнітний потік в немагнітній прокладці також є величиною незмінною для конкретного перетворювача.

Значення напруженостей магнітного поля відповідно даним [8] в межах відстані 0...3 мм від кромки полюсних наконечників можна визначити за залежністю

$$H = H_{\Pi} - k_n X, \quad (12)$$

де k_n – коефіцієнт нахилу прямої, що проходить через точку H_{Π} в декартовій системі координат.



1 – повітряний проміжок; 2 – немагнітна прокладка;
3 – повітряний проміжок поза немагнітною прокладкою; 4 – ділянка сталеві пружної пластини

Рисунок 2 - Схематичне зображення структури ділянок, через які проходять магнітні потоки в повітряному проміжку

Напруженість магнітного поля у змінному повітряному проміжку можливо визначити як середнє значення показника на лівому і правому кінці повітряного зазора з відстанню X . Кінцеві значення напруженості магнітного поля відповідно будуть

$$H_{\Pi\Pi} = H_{\Pi} - k_n X_{\min}; \quad (13)$$

$$H_{\Pi\Pi} = H_{\Pi} - k_n (X + X_{\min}), \quad (14)$$

де X_{\min} – найменше значення переміщення пружної пластини, яке чисельно дорівнює δ ;

$X = X_{вих}$ – вихідна величина (переміщення) первинного перетворювача.

Середнє значення напруженості магнітного поля у змінному повітряному проміжку

$$H_{cp\Pi} = \frac{H_{\Pi\Pi} + H_{\Pi\Pi}}{2} = H_{\Pi} - \frac{k_H}{2}(X + 2X_{\min}). \quad (15)$$

Підставивши напруженість магнітного поля (15) і параметри магнітного ланцюга в (9) та виконавши перетворення, отримаємо залежність для змінного магнітного потоку у змінному магнітному проміжку

$$\Phi_{\Pi V} = \mu_0 \mu_{\Pi} b \left[(H_{\Pi} - k_H X_{\min})X - \frac{k_H}{2} X^2 \right]. \quad (16)$$

Як видно з (16), магнітний потік $\Phi_{\Pi V}$ залежить від переміщення центральної частини пружної пластини. В цілому дана залежність нелінійна.

Напруженість магнітного поля у пружній пластині визначимо аналогічно, знайшовши показник ліворуч і праворуч тіла з магнітом'якого матеріалу. Ці напруженості магнітного поля відповідно будуть дорівнювати

$$H_{\text{ЛС}} = H_{\Pi} - k_H (X_{\min} + X); \quad (17)$$

$$H_{\text{ПС}} = H_{\Pi} - k_H (X_{\min} + X_{\max}). \quad (18)$$

Середнє значення напруженості магнітного поля в пружній пластині буде дорівнювати

$$H_{cpC} = H_{\Pi} - \frac{k_H}{2}(2X_{\min} + X_{\max} + X). \quad (19)$$

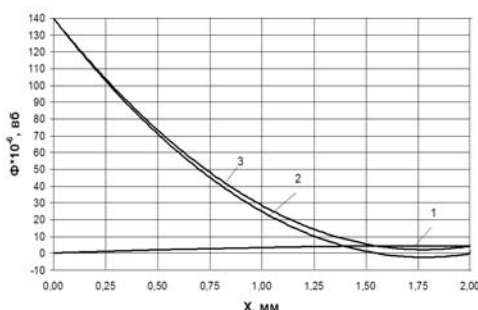
З врахуванням (19), магнітної проникності сталі μ_c , ширини полюсних наконечників і товщини шару магнітом'якого матеріалу $(X_{\max} - X)$ відповідно рівнянню (19) можна після ряду перетворень отримати залежність для магнітного потоку, що проходить через пружну пластину

$$\Phi_{CV} = \mu_0 \mu_c b \left\{ \left[H_{\Pi} - k_H \left(X_{\min} + \frac{1}{2} X_{\max} \right) \right] X_{\max} - (H_{\Pi} - k_H X_{\min})X + \frac{k_H}{2} X^2 \right\}. \quad (20)$$

З залежності (20) видно, що магнітний потік, який проходить через пружну пластину також залежить від переміщення її центральної частини. Ця залежність також нелінійна.

Результуючий магнітний потік магнітоіндукційного перетворювача дорівнює сумі чотирьох складових, тобто

$$\Phi_p = \Phi_{\Pi} + \Phi_{\Pi\Pi} + \Phi_{\Pi V} + \Phi_{CV}. \quad (21)$$



1 - $\Phi_{\Pi V}$; 2 - Φ_{CV} ; 3 - $\Phi_p = \Phi_{\Pi V} + \Phi_{CV}$

Рисунок 3 - Залежність магнітних потоків магнітоіндукційного перетворювача від переміщення центральної частини пружної пластини

Оскільки е.р.с. магнітоіндукційного перетворювача пропорційна швидкості зміни магнітного потоку, то сталі складові Φ_{Π} і $\Phi_{\Pi\Pi}$ можна не враховувати. Тоді результуючий магнітний потік визначиться залежністю

$$\Phi_{p1} = \Phi_{\Pi V} + \Phi_{CV}. \quad (22)$$

Розглянемо закономірність зміни окремих і результуючого магнітного потоку в магнітоіндукційному перетворювачі при переміщенні пружної пластини за наступних умов: $X = 0 \dots 2$ мм; $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м; $\mu_{\Pi} = 1,00000038$; $b = 0,025$ м; $X_{\min} = 0,001$ м; $H_{\Pi} = 250000$ а/м; $k_H = 9 \cdot 10^7$ а/м²; $\mu_c = 31,847133$; $X_{\max} = 0,002$ м. Графіки зміни магнітних

потоків, отримані в процесі комп'ютерного моделювання з використанням рівнянь (16) і (20), наведені на рис. 3. З графіків видно, що магнітний потік у змінному повітряному проміжку незначний порівняно з магнітним потоком у пружній пластині. Обидва магнітних потоки мають екстремум. Результируючий магнітний потік також має екстремум в кінці діапазону зміни переміщення. Суттєва нелінійність зміни результируючого магнітного потоку магнітоіндукційного перетворювача не дозволяє його використати для вимірювання завантаження кульового млина рудою. Він точно може фіксувати лише невеликі (до 0,25 мм) переміщення, що у даному випадку не забезпечує необхідної чутливості вимірювання.

З врахуванням сказаного доцільно розглянути інше конструктивне рішення магнітоіндукційного перетворювача.

На певному віддаленні від кромки полюсних наконечників у площині, паралельній немагнітній прокладці, напруженість магнітного поля є незмінною в межах $\pm 5 \dots 6$ мм відносно повітряного проміжку. Це дозволяє виконати магнітоіндукційний перетворювач з іншим переміщенням елемента з магнітном'якого матеріалу (рис. 4). При переміщенні рухомого елемента 1 відносно повітряного проміжку магнітної системи 2 частина магнітного потоку в даному перерізі проходить через магнітном'який матеріал, а частина – через повітря. При переміщенні рухомого елемента 1 на величину X буде змінюватися магнітний опір даної ділянки магнітопроводу, а, як наслідок, - робочий магнітний потік. Він буде функцією переміщення X і швидкості переміщення рухомого елемента 1.

Розглянемо випадок виходу рухомого елемента 1 з магнітного перетворювача. Це відповідає поверненню пружної пластини у вихідний стан після удару кулі. При виході рухомого елемента з магнітного поля перетворювача буде змінюватися магнітна проникність даного перерізу. Її можливо подати через магнітні проникності окремих ділянок ланцюга та середнє значення магнітної проникності цієї ділянки [12]. При цьому, нехтуючи розсіюванням магнітного потоку, буде справедливою рівність

$$\mu_C V_C + \mu_P V_P = \mu_{CM} V_{CM} = \mu_{CM} (V_C + V_P), \quad (23)$$

де μ_{CM} – середнє значення магнітної проникності на ділянці магнітного ланцюга;
 V_C , V_P , V_{CM} – відповідно об'єми магнітном'якого матеріалу, повітря та всього ланцюга.

Якщо рухомий елемент переміщується від осі магнітоіндукційного перетворювача на периферію, то об'єм повітряної ділянки магнітного ланцюга буде

$$V_P = V_{III} + V_{IV} = \delta_C b_C \frac{l_P}{2} + \delta_C b_C X, \quad (24)$$

де V_{III} – незмінний об'єм повітряної ділянки магнітного ланцюга;

V_{IV} – змінний об'єм повітряної ділянки того ж ланцюга.

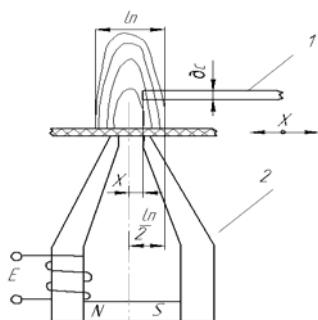
Змінний об'єм ланцюга з магнітном'якого матеріалу складе

$$V_{CV} = \left(\frac{l_P}{2} - X \right) \delta_C b_C, \quad (25)$$

де b_C – ширина рухомого елемента (полюсних наконечників).

З іншого боку, об'єм ділянки магнітного ланцюга, що розглядається, дорівнює

$$V_{CM} = \delta_C b_C l_P. \quad (26)$$



1 – рухомий елемент з магнітном'якого матеріалу, приєднаний до центральної частини пружної пластини; 2 – магнітна система перетворювача

Рисунок 4 - Схематичне зображення структури ділянок, через які проходить робочий магнітний потік в повітряному проміжку

З врахуванням $\mu_0\mu_r = \mu_a$, абсолютних магнітних проникностей ділянок і визначених об'ємів для магнітного ланцюга можна записати

$$\mu_{aCM}V_{CM} = \mu_{aП}V_{ПП} + \mu_{aП}V_{ПВ} + \mu_{aC}V_C. \quad (27)$$

Підставивши в (27) визначені об'єми всієї ділянки магнітного ланцюга та її частин і зробивши перетворення, визначимо

$$\mu_{aCM} = \frac{1}{2}(\mu_{aП} + \mu_{aC}) - (\mu_{aC} - \mu_{aП})\frac{X}{l_{П}}. \quad (28)$$

З (28) видно, що магнітна проникність всієї ділянки магнітного ланцюга лінійно залежить від переміщення X рухомого елемента.

Відповідно (9), (28) і параметрам визначимо змінний магнітний потік магнітоіндукційного перетворювача з окремим рухомим елементом

$$\Phi = \frac{1}{2}H_{ПП}\delta_C b_C(\mu_{aП} + \mu_{aC}) - H_{ПП}\delta_C b_C(\mu_{aC} - \mu_{aП})\frac{X}{l_{П}}, \quad (29)$$

де $H_{ПП}$ – напруженість магнітного поля в ділянці магнітного ланцюга, що розглядається.

Електрорушійна сила магнітоіндукційного перетворювача з врахуванням (29) буде мати значення

$$E = -w\frac{d\Phi}{dt} = H_{ПП}\frac{\delta_C b_C}{l_{П}}(\mu_{aC} - \mu_{aП})\frac{dX}{dt}. \quad (30)$$

З рівняння (30) слідує, що е.р.с. магнітоіндукційного перетворювача лінійно залежить від швидкості переміщення рухомого елемента.

Отже, магнітоіндукційний перетворювач з паралельним переміщенням рухомої пластини відносно повітряного зазора може з великою точністю фіксувати похідну кривої перехідного процесу первинного перетворювача, яка є його вихідною величиною, що визначає переміщення центру пружної пластини.

Перспективою подальших досліджень є обґрунтування і розробка магнітоіндукційного перетворювача з заданими характеристиками.

Список літератури

1. Кондратець В.О. Теоретичне дослідження системи з падаючим тілом при ідентифікації зразків твердого /В.О. Кондратець, М.О. Карчевська // Конструювання, виробництво та експлуатація сільськогосподарських машин. Загальнодержавний міжвідомчий науково-технічний збірник. – 2010. – Вип. 40, част.1. – С. 142 – 150.
2. Кондратець В.О. Теорія і технічні засоби систем: підручник / Кондратець В.О. – К.: Вища школа, 1993. – 319 с. – (Автоматика та автоматизація виробництва с.-г. машин: У 2 ч.; Ч. 1).
3. Воронцов Л.Н. Приборы автоматического контроля размеров в машиностроении / Л. Воронцов, С. Кондорф. – М.: Машиностроение, 1988. – 280 с.
4. Кондратець В.О. Розвиток теорії ємнісних датчиків як засобів автоматичного контролю технологічних процесів / В.О. Кондратець // Прогресивные технологии и системы машиностроения: международный сб. научн. трудов ДонГТУ. – 2000. - № 12. – С. 116 – 120.
5. Опыт эксплуатации бесконтактного расходомера ферромагнитных пульп / Г.Р. Носов, В.А. Кондратец, А.Н. Марюта [и др.] // Горный журнал. – 1972. - № 5. – С. 56 – 57.
6. Павлов Б.В. Диагностика «болезней» машин / Павлов Б.В. – М.: Колос, 1971. – 136 с.
7. Белокур И.П. Дефектология и неразрушающий контроль / Белокур И.П. – К.: Вища школа. - 1990. – 207 с.
8. Кондратець В.О. Флуктуаційний витратомір двофазних потоків з покращеними характеристиками / В.О. Кондратець // Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація: зб. наук. праць КДТУ. – 2001. - № 10. – С. 63 – 69.
9. Основы теории цепей / [Зевеке Г.В., Ионкин П.А., Нетушил А.В., Страхов С.В.] – М.: Энергоатомиздат, 1989. – 528 с.
10. Автоматизация процессов обогащения руд/[Марюта А.Н., Давидкович А.С., Гуленко Т.И., Кондратец В.А.]. – К.: Техніка, 1972. – 140 с.

11. Бессонов Л.А. Теоретические основы электротехники / Бессонов Л.А. – М.: Высшая школа, 1964. – 750 с.
12. Вейнберг А.К. Магнитная проницаемость, электропроводность, диэлектрическая проницаемость и теплопроводность среды, содержащей сферические и эллипсоидные включения / А.К. Вейнберг // ДАН СССР. – 1966. – т. 169, №3. – С. 543 – 546.

М. Карчевская, В. Кондратец

Обоснование типа и исследование вторичного преобразователя системы идентификации загрузки шаровой мельницы рудой

В статье обосновано выбор магнитоиндукционного преобразователя в качестве вторичного системы идентификации загрузки шаровой мельницы рудой. В процессе теоретических исследований установлено, что магнитоиндукционный преобразователь, который работает на принципе изменения промежутка между упругой пластиной и полюсными наконечниками возле воздушного зазора между ними, имеет существенную нелинейность статической характеристики. Это не позволяет реализовать данный тип преобразователя. Э.д.с. магнитоиндукционного преобразователя с параллельным перемещением пластины относительно воздушного зазора имеет линейную статическую характеристику и его целесообразно реализовать в системе идентификации загрузки шаровой мельницы рудой.

M Karchevskaya, V Kondratets

The ground of type and research of the second transformer of the system of authentication of load of ball mill ore

In the article the choice of magnetic inductions transformer is grounded as the second systems of authentication of load of ball mill ore. It is set in the process of theoretical researches, that a magnetic inductions transformer which works on principle of change of interval between a resilient plate and pole tips near an air-gap between them has essential non-linearity of static description. It does not allow realizing this type of transformer. E.m.f. magnetic inductions transformer with the parallel moving of plate in relation to an air-gap has linear static description and it is expedient to realize it in the system of authentication of load of ball mill ore.

Одержано 23.02.11

УДК 631.354.2.

О.П. Тарасенко, проф., д-р техн. наук

ФГОУ ВПО «Воронежский государственный аграрный университет им. К.Д. Глинки»

С.М. Герук, доц., канд. техн. наук, С.В. Пустовіт, асп.

Житомирського національного агроекологічного університету

Спосіб визначення циркуляції вороху у молотарці зернозбиральної машини

Викладено методику визначення закономірності циркуляції колосового вороху в молотарці комбайна, яка проводилась на експериментальній установці. Описано спосіб забарвлення насіння для визначення циркуляційних процесів.

циркуляція, експериментальна установка, травмування

Постановка проблеми. Головною задачею агропромислового комплексу України, являється збільшення валового збору зерна, а основними шляхами її вирішення є підвищення урожайності і зменшення втрат.

© О.П. Тарасенко, С.М. Герук, С.В. Пустовіт, 2011

Урожайність сільськогосподарських культур залежить від багатьох факторів, одним з яких є якісний насіннєвий склад.

На якісні показники насіння впливає рівень травмування зерна, що відбувається на різних стадіях його виробництва, а особливо під час збирання.

Технологія збирання зернових культур, а також рівень травмування зерна залежить від конструкції збиральних машин, режиму роботи їх робочих органів та фізико-механічних властивостей зерна.

При роботі зернозбиральної машини ряд факторів впливає на травмування зерна: колова швидкість барабана, його діаметр, подача хлібної маси в молотарку комбайна, молотильні зазори між барабаном та підбарабанням.

Проблема забезпечення високої пропускної здатності збиральних машин та зменшення рівня травмування зерна пов'язана з удосконаленням їх конструктивних особливостей.

Тому проведення досліджень, з метою зниження травмування зерна під час збирання та урахуванням конструктивних особливостей збиральних машин, є актуальним.

Аналіз результатів останніх досліджень. На даний час є велика кількість наукових праць, пов'язаних з дослідженням травмування зерна під час збирання.

У формування теорії та проведенні досліджень, з метою зниження травмування зерна під час збирання, значний внесок зробили: О. П. Тарасенко, В. П. Мартіросова, А. Н. Пугачов та інші [3], [4], [5].

У наукових працях А. Н. Пугачова досліджено вплив діаметра барабана та кількості бичів на рівень травмування зерна.

Н. С. Сухом'яса дослідив, що зміна молотильних зазорів, а також швидкість подачі хлібної маси в молотарку суттєво впливають на рівень травмування зерна.

Одним із істотних недоліків збиральних комбайнів, що впливає на травмування зерна, є наявність циркулюючого навантаження – виходу вороху в колосовий шнек і його повернення в молотарку. Це веде до збільшення завантаження молотарки, росту втрат і травмування зерна.

Дослідженнями В. М. Урайкіна [1] встановлено, що 7 - 15% поданої в молотарку хлібної маси повертається на повторну обробку, а в деяких випадках і більше. Вміст вільного зерна в циркулюючому вороху досягає 50%, а при збиранні хлібів на полях з крутизною схилів ^{8°} в колосовий шнек потрапляє більше 40% вимолоченого зерна [2].

Мета досліджень. Метою роботи являється пошук шляхів ефективного зниження травмування зерна при збиранні, дослідження процесу циркуляції і сепарації компонентів колосового вороху.

Результати досліджень. Закономірність циркуляції вороху в молотарці комбайна може бути вивчена при роботі ряду паралельно встановлених очищень з передачею колосового вороху до кожної наступної з них. Зерно, що завантажується на перше очищення, забарвлюється спеціальним барвником.

Методика забарвлення була наступною. Для забарвлення готували спеціальний плівкостворюючий склад, що містить сіль Na КМЦ (натрій карбоксемітил – целюлоза) ДСТУ 2240-95 марки 85/600. Він є дрібнозернистим або порошкоподібним препаратом білого кольору, іноді з жовтуватим відтінком і аніліновий барвник зеленого кольору. Витрата готового розчину 10 л на 1 тону. Витрата компонентів на 1 тону насіння: Na КМЦ - 0,2 кг, барвника - 2,0 кг. Потрібну кількість Na КМЦ розчиняли в гарячій воді (+ 70...^{75°} С) до повного розчинення, потім додавали аніліновий барвник у необхідній кількості, ретельно розмішуючи розчин. Фарбування здійснювали в місткості циліндричної форми, завантажуючи її зерном на 2/3 об'єми. Насіння забарвлювали порціями по 25 кг, тому для фарбування було потрібно 0,25 л розчину на кожну

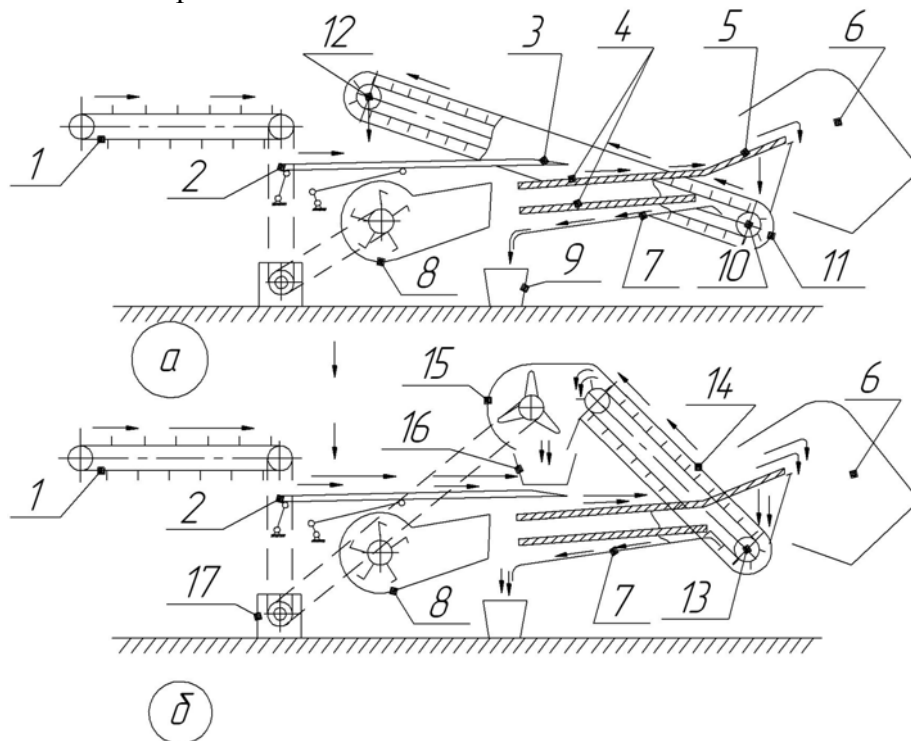
порцію. Місткість обертали з частотою 60 хв^{-1} впродовж 10...15 хв., потім зерно висипали на брезент шаром не більше 0,1м, просушуючи впродовж 25 хвилин до вологості 16%. Вологість зерна визначали за допомогою вологоміра WiLe - 65.

Підготовлене таким чином зерно використовували для вивчення закономірності циркуляції вороху в молотарці комбайна і її впливу на показники роботи очищення. Для цього нами була розроблена і виготовлена установка, що дозволяє визначити величину циркулюючого навантаження впродовж трьох циклів.

Схема експериментальної установки наведена на рис. 1.

Експериментальна установка виготовлена з вузлів і деталей очищення зернового вороху комбайна СК-5 «Нива», а також колосового шнека, колосового елеватора і домолочуючого пристрою комбайна КЗС – 9-1 «Славутич». Режим роботи робочих органів відповідав режиму, встановленому для комбайнів.

Дана установка (рис.1) складається з живильного полотняно-планчатого транспортера 1, транспортної дошки 2 з подовжувачем 3, жалюзійних решіт 4, подовжувача верхнього решета 5, половозбірника 6, скатної дошки 7, вентилятора 8, зернозбірника 9, колосового шнека 10, елеватора 11, малого колосового шнека 12, колосового шнека 13, елеватора 14, домолочуючого пристрою 15, збірки колосового вороху 16 і приводної станції 17. Привід вузлів експериментальної установки здійснювався від двох електродвигунів потужністю 7,5 кВт. Для проведення дослідів приготувану суміш вороху рівномірно укладали на живильні транспортери 1. При цьому зерно, що входить в суміш вороху, укладеного на транспортер першого очищення, забарвлювали спеціальним барвником. При включенні в роботу першого очищення живильний транспортер 1 подавав ворох на транспортну дошку 2, переміщуючись по якій, він по пальцевому подовжувачу 3 поступав на верхнє жалюзійне решето 4. На решетах ворох продувався повітряним потоком, що нагнітається вентилятором 8 і очищався від легких домішок.



а, б - відповідно, перша і друга очистки; 1 - полотняно-планчатий транспортер; 2 - транспортна дошка; 3 - подовжувач; 4 - жалюзійні решета; 5 - подовжувач верхнього решета; 6 - половозбірник; 7 - скатна дошка; 8 - вентилятор; 9 - зернозбірник; 10 - колосовий шнек; 11 - колосовий елеватор; 12 - малий колосовий шнек; 13 - колосовий шнек; 14 - колосовий елеватор; 15 - домолочуючий пристрій; 16 - збірка колосового вороху; 17 - привідна станція

Рисунок 1 - Схема експериментальної установки

Зерно по скатній дошці 7 поступало в зернозбірник 9, а полови з деякою кількістю зерна - на подовжувач верхнього решета 5, де вільне забарвлене зерно і частина полови потрапляли в колосовий шнек 10. Інша частина полови з деякою кількістю зерна поступала в половозбірник 6 (зерно, що зійшло в половозбірника, є втратами першого очищення). Колосовий ворох по елеватору 11 малим колосовим шнеком 12 подавався на друге очищення. До моменту виходу колосового вороху з малого колосового шнека в роботу включалося друге очищення. Колосовий ворох, поданий живильним транспортером 1, змішувався на транспортній дошці з ворохом, що вийшов з малого колосового шнека першого очищення, і переміщаючись по пальцевому подовжувачу 3, поступав на верхнє жалюзне решето 4. На решетах він також продувався повітряним потоком, що нагнітається вентилятором 8 і очищався. Суміш забарвленого і чистого зерна по скатній дошці 7 подавалася в зернозбірник 9. Полова з деякою кількістю зерна потрапляла на подовжувач верхнього решета 5, де суміш зерна і частина полови поступала в колосовий шнек 13, інша частина полови з деякою кількістю зерносуміші збиралася в половозбірнику 6 (зерно, що опинилося в половозбірнику другого очищення, є втратами другого очищення).

Ворох, що потрапив в колосовий шнек 13, колосовим елеватором 14 подається у збірку колосового вороху 16. На рисунку 2 показано очищене зерно, що потрапило в колосовий шнек другого очищення. Досліди проводили при подачі вороху на очищення 3 і 6 кг/с. При цьому подача штучно приготованої суміші здійснювалася на транспортні дошки грохотів експериментальної установки полотняно-плівчастими транспортерами завдовжки 5м.

При постійній довжині і швидкості руху транспортерів величину подачі регулювали зміною товщини маси на транспортерах. Для забезпечення тривалості досліду впродовж 20с швидкість транспортера становила 0,142 м/с. При цьому створювалися умови для отримання сталого режиму протікання технологічного процесу.

Після кожної повторності визначали масу зерна, що потрапило в зерновий і колосовий шнек першого і другого очищень, а також зерна, що зійшло з половиною. За отриманими даними визначали кількість зерна, що потрапило з кожного з перерахованих елементів, і втрати після його очищення.

Втрати зерна від невитрясу визначали за наступною методикою. Усю половику, що зійшла з очищення, просіювали на решеті, зерно очищали від дрібних домішок на повітряній колонці «Петкус». Масу зерна зважували на електронних вагах ІW -1 з точністю до 0,02 грам. За отриманими даними розраховували відсоток втрат зерна. Для визначення маси циркулюючого зерна в молотарці комбайна проби відбирали із зернового і колосового шнеків другого очищення (рис.1б). Кожен зразок масою 0,8...1,0 кг забезпечувався етикеткою з позначенням номера досліду, повторності, місця відбору і подачі.

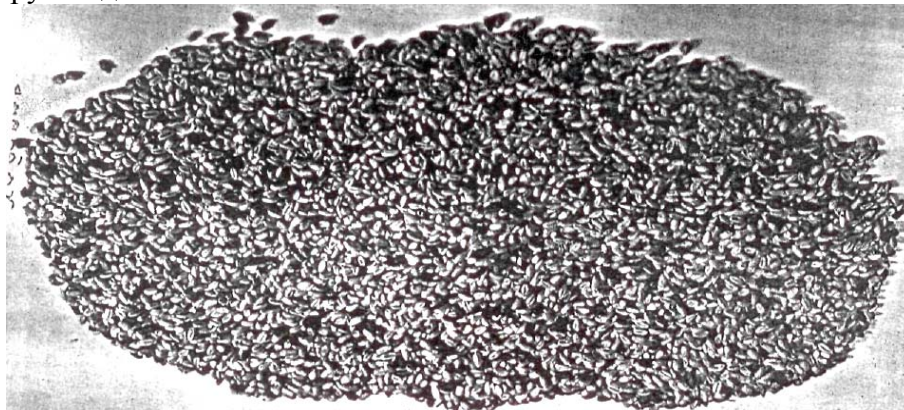


Рисунок 2 - Зерно, що потрапило в колосовий шнек другого очищення

При аналізі маси циркулюючого зерна з кожної проби шляхом хрестоподібного ділення і взяття зразка з різних частин брали три порції по 0,050 кг. Зразки на розбірних дошках ділили на три групи: забарвлене зерно, незабарвлене і домішки. За отриманими даними визначали масу циркулюючого зерна у відсотках від поданого. Кількість зерна, що подається на друге очищення, розраховували як різницю між поданим на очищення і таким, що потрапило в зерновий шнек, а також зерном, що зійшло з очищення з половиною.

Висновки.

1. Розроблена конструкція експериментальної установки дозволяє вивчити циркуляцію вороху в молотарці комбайна впродовж трьох циклів.

2. Величина циркулюючого навантаження залежить від вмісту домішок у воросі, його кількості, що подається на очищення і режимів її роботи.

3. Розроблений спосіб забарвлення насіння може бути використаний при вивченні циркуляційних процесів в молотарках, дробарках і ряду інших машин.

4. Препарат На КМЦ можна використовувати при підготовці насіння до посіву з метою зниження витрати тукоподібних добрив.

Список літератури

1. Урайкин В. М., Косилов Н. И., Степичев М. Г. Влияние циркулирующих нагрузок на качество работ молотильно-сепарирующих устройств комбайнов" Тр./ЧИМЭСХ - Вып.95. – С. 22-31.
2. Шпокас Л. "Исследование работы колосового элеватора СК-5 "Нива" на холмистых полях" //Науч. тр./Латв. с.-х. Акад.- Вильнюс: Москва.-1980. Вып. XXVI, 3(82). - С.24-30.
3. Тарасенко А. П., Снижение травмирования семян при уборке и послеуборочной обработке. – Воронеж : ФГОУ ВПО ВГАУ, 2003.– С.310-314.
4. Мартиросова В. П., Травмирование семян зерновых культур при обмолоте. ТСХА. -1965. С. 51-56.
5. Пугачев А. Н., Повреждение зерна машинами.-М.: Колос, 1976. С. 315-320.

А. Тарасенко, С. Герук, С. Пустовит

Способ определения циркуляции вороха в молотилке зерноуборочной машины

Изложено методику изучения закономерности циркуляции колосового вороха в молотарке комбайна, которая проводилась на экспериментально- лабораторной установке. Описан способ окраски семян для изучения циркуляционных процессов.

O.Tarasenko, S.Geruk, S.Pustovit

The way of determination of the heap circulation in the machine cutting unit's thresher

The determination methods of regularity of the ear heap circulation, which were held at the experimental laboratory plant, are explained. The way of the seed colouring for circulation processes determination is described.

Одержано 17.03.11

УДК 621.791.85

Ю.С. Попіль, доц., канд.техн.наук, В.М. Корж, проф., д-р.техн.наук,

І.Л. Левченко, бакалавр

Національний технічний університет України «КПІ», м.Київ

А.Е. Солових, доц., канд.техн.наук

Кіровоградський національний технічний університет

Визначення умов стабільного горіння воднево-кисневого полум'я

Приведені результати досліджень умов стійкого горіння полум'я з використанням воднево-кисневої суміші отриманої з електролізно-водяних генераторів. Розглянуті питання зміни швидкості витікання струменя при зміні витрати, складу суміші, діаметрів сопел. Встановлені закономірності зміни геометричних параметрів факела і швидкості течії продуктів горіння від складу суміші при зворотному ударі, стійкому горінні і відриві полум'я.

швидкість горіння суміші, швидкість витікання газового потоку, відрив, зворотній удар полум'я, межа стабільного горіння, воднево-киснева суміш, пари вуглеводневих сполук

При газополуменевій обробці матеріалу (ГПОМ), суттєві вимоги пред'являються до техніки безпеки, при роботі обладнання та дотримання режиму технологічного процесу. Відомо, що від швидкості течії пальної суміші залежить стабільність горіння полум'я. Серед факторів, які впливають на швидкість горіння є відношення окислювача до пального газу, температура, тиск суміші, геометричні розміри камери згорання [1].

Швидкість горіння суміші впливає на довжину факела полум'я. Як відомо [2] при використанні в якості палива газів заміників ацетилену, в яких швидкість горіння 3-4 м/с, довжина факелу більше, ніж при спаленні ацетилену. Саме це впливає на вибір газа-замінника ацетилену для газокисневого різання металів великої товщини, газополуменевого нанесення покриття.

При газовому зварюванні геометрія та довжина ядра факелу впливають на формування шву. При швидкості горіння ацетилено-кисневої суміші 13,5 м/с, вірогідність проходження зворотнього полум'я по газовій арматурі, більше ніж у інших газів, що підвищує вимоги до конструкції захистних засобів (запобіжні затвори, полум'я гасники, зворотні клапани).

Дослідження процесу стійкого горіння воднево-кисневого полум'я (ВКП), яке отримується при спаленні суміші, що виробляється електролізно-водяними генераторами і використовується для ГПОМ дуже обмежено описано в технічній літературі.

Метою роботи було визначення меж стабільного горіння та закономірності зміни геометричних показників факелу і швидкості течії продуктів горіння від технологічних параметрів процесу, визначення умов утворення зворотнього удару і відриву полум'я отриманого при спаленні воднево-кисневої суміші яка виробляється електролізно-водяними генераторами (ЕВГ) , та вплив на ці межі добавок вуглецеводневих сполук.

Стійкий процес горіння обмежується інтервалами швидкостей витікання газової суміші з пальника. Так при низькій швидкості витікання газової суміші, коли вона менше швидкості горіння можливе проходження полум'я в пальник (зворотній удар), а при високій відрив полум'я. Це явище обмежує використання ВКП, при роботі пальника на мінімальних режимах витрат газової суміші, приводить до вигорання

змішувача газового пальника, а при великих номерах сопел пальників до зворотнього удару, або хлопків. При збільшенні діаметра сопла пальника необхідно збільшувати витрати пальної суміші для того щоб зберегти швидкість потоку. Для стабілізації такого полум'я використовують додатково стабілізатори фронту полум'я—гідродинамічні засоби, стержні, сітки .

В межах стабільного горіння полум'я можлива ламінарна і турбулентна течія струменю продуктів горіння. Особливості розвитку ламінарних і турбулентних факелів полум'я, пов'язано з залежністю довжини дифузійного факелу від числа Рейнольдса. При ламінарному характеру течії, довжина факелу прямо пропорційна значенню числа Re , а при турбулентному не залежить від нього . У перехідній області течії відбувається розпад ламінарного і утворення турбулентного полум'я (рис.1). За даними дослідників [3,4] при $Re < 2300$ потік газу ламінарний, а при $Re > 3200$ – турбулентний.

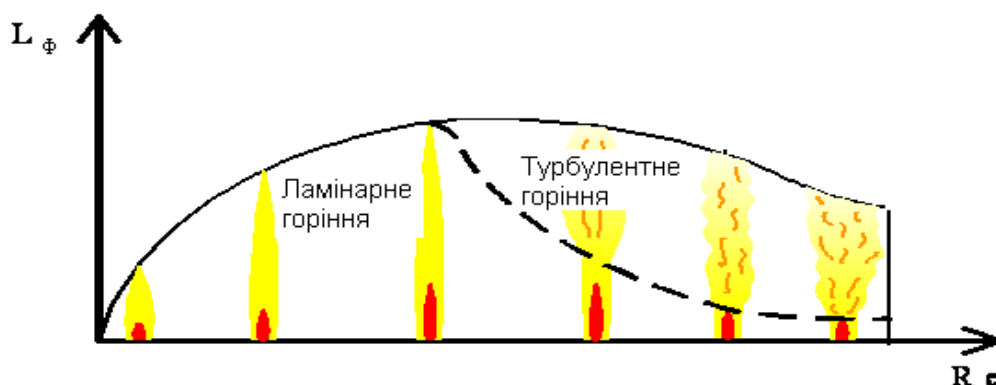


Рисунок 1 –Залежність геометричних розмірів факелу від числа Рейнольдса

Для підтримання стабільного процесу горіння полум'я необхідно, щоб відбувався баланс тепла, яке іде на інтенсифікацію процесу займання від розігріву реакційної системи, що впливає на швидкість хімічних реакцій, та тепла, яке підтримує процес горіння. Відповідно для стабільного процесу горіння тепловиділення повинно бути більшим ніж тепловідвід. З підвищенням температури системи тепловиділення та швидкість хімічних реакцій зростає:

$$q_{\text{г}} \geq q_{\text{вс}} ; \quad (1)$$

$$dq_{\text{г}} \frac{dq_{\text{г}}}{dT} \geq \frac{dq_{\text{вс}}}{dT}, \quad (2)$$

де $dq_{\text{г}}$ - швидкість тепловиділення в хімічному процесі;

$dq_{\text{вс}}$ - швидкість тепловідводу з системи; T -температура.

При окисленні водню киснем з точки зору розгалуження ланцюгової реакції, механізм утворення ланцюгу представляє собою процес утворення вільних радикалів завдяки термічного, каталітичного, фотохімічного або інших шляху. Обрив ланцюга відбувається коли радикал рекомбінується, або приєднується до іншої молекули. Згідно теорії реакції окислення водню, зародження ланцюгу відбувається на стінці реакційної зони (в нашому випадку сопла пальника) тільки при підвищенні температури ($T > 700^{\circ}\text{K}$) [5].

Характерною особливістю розгалужених-ланцюгових реакцій є межа займання, в випадках багатих сумішей $\text{H}_2\text{-O}_2$, коли обрив ланцюга на стінках обумовлений адсорбцією атомів H , умови займання суміші будуть

$$\frac{d(H)}{dt} > 0 . \quad (3)$$

Протікання фізико-хімічних реакцій в факелі полум'я проходить по довжині ядра факелу і на деякій відстані від ядра, в зоні догорання вуглеводневі сполуки розкладаються і загоряються. Реакція повного згорання вуглецю і водню відбувається за рахунок кисню, який подається з пальника, та за рахунок кисню оточуючого середовища.

Газокиснева суміш, яка входить в склад продуктів горіння, утворює вільний потік. Згідно теорії вільного потоку, ядро факелу, зберігає швидкість потоку, рівну швидкості в каналі.

Методика досліджень. Досліджувались швидкості витоку струменю при стабільному процесі горіння, зворотному ударі, відриві полум'я. Уточнювались межі стійкого горіння при різних витратах газових сумішей і номерів наконечників пальників для сумішей різного складу.

Експериментальні дослідження проводились з використанням газодинамічного зонда, за допомогою якого вимірювався статичний та динамічний тиск газової струмени, та закритої вольфрамо-ренієвої термопари ВР 5/20 для контролю за температурою. Термопара із зондом закріплювалась на пристрої, який дозволяв вимірювати дані по всій довжині факельного полум'я. Температура нагрівання мундштука пальника контролювалась хромель-копелевими термопарами при стандартних умовах в діапазоні 60-160⁰С, в залежності від характеру течії. Допустима похибка термопар складає $\pm 1\%$ від вимірювальної електро-рушійної сили, а допустима похибка вимірювального приладу, мілівольтметра марки М-2020 розрахованого на виміри напруги до 100 мВ, складає 0,2%.

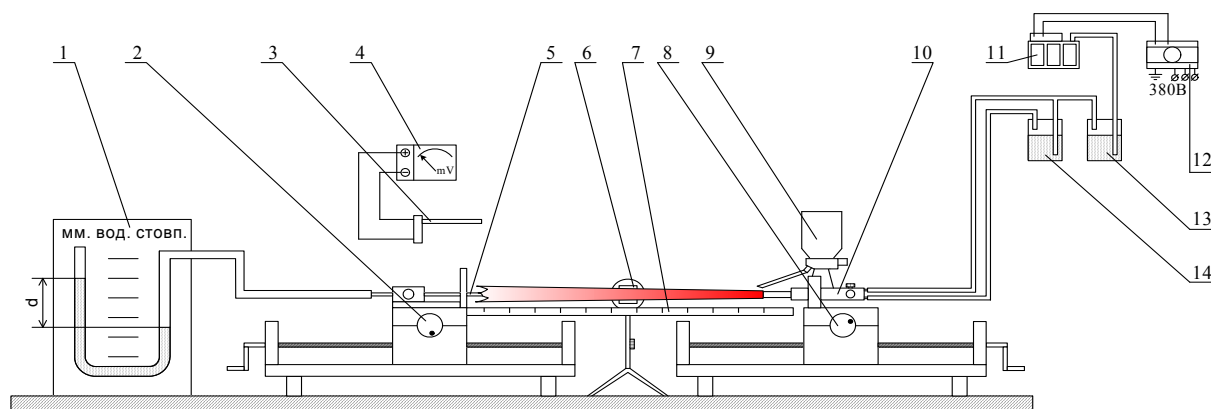
В вимірювальних приладах використовувалися компенсаційні дроти для врахування впливу температури вільних кінців, введення поправки виконувалось розрахунковим шляхом.

При проведенні дослідження використовувався пальник "ЕВРО-ДЖЕТ XS-7" з стандартним набором змінних мундшуків: з діаметром сопла $\varnothing 1,6$ мм для першого номера мундштука, для другого – $\varnothing 2,0$ мм, для третього $\varnothing 2,2$ мм. Воднево-киснева суміш вироблялась електролізно-водним генератором А1803, з максимальною продуктивністю по виробленню пальної суміші – 1,6 дм³/год. Воднево-кисневе полум'я отримане з ЕВГ має постійне співвідношення $\beta = V_{O_2}/V_{H_2} = 0,5$. Для регулювання характеру окислювальності полум'я у суміш додавались пари вуглеводневих сполук.

Дослідження проводились на трьох найбільш поширених при газотермічній обробці матеріалу з використанням ЕВГ газових сумішей: воднево-киснева суміш (ВКС), ВКС з добавками 5,5% парів бензину (ВКС+бензин), ВКС з добавками 16% парів етилового спирту (ВКС+спирт). Характер течії продуктів горіння регулювався візуально, з фіксацією по зміні довжини факелу полум'я, а витрати вуглеводневих добавок визначалися зважуванням барботера до і після експерименту. Схема дослідної установки наведена на рисунку 2. Витрати газової суміші визначалися методом витіснення води.

Для визначення густини струмени в даній точці приймали склад продуктів горіння по довжині факелу ВКС та ВКС+вуглеводні сполуки отриманий в результаті досліджень за методикою інституту газу АН України, які проводились з використанням ентальпійного зонду Грея за методом "холодних проб".[6].

Для визначення газової постійної визначали процентний склад суміші продуктів горіння по довжині газового факелу, в 3-х зонах. Газові постійні складових газів, які входять в склад продуктів горіння можна визначити з довідкової літератури[7].



- 1 – U- подібний манометр; 2 – механізм переміщення зонду; 3 – термопара; 4 – мілівольтметр;
 5 – зонд Піто-Прандтля; 6 – прилад ИССО-1; 7 – шкала контролю дистанції заміру; 8 – механізм
 переміщення пальника; 9 – дозатор живлення порошку; 10 – пальник; 11 –ЕВГ;
 12 – джерело живлення ЕВГ; 13 – водяний запобіжний пристрій;
 14 – барботажний пристрій для насичення ВКС вуглеводневими сполуками

Рисунок 2 – Схема установки для дослідження газодинамічних і температурних характеристик струменю продуктів горіння

Для визначення газової постійної суміші об'ємними долями можна використовувалась формула:

$$R = \frac{848}{\mu_1 r_1 + \mu_2 r_2 + \dots + \mu_n r_n} = \frac{848}{\sum_1^n \mu_i r_i} \cdot \frac{\kappa \Gamma \text{м}}{\text{кг} \cdot \text{град}}, \quad (5)$$

де $\mu_1, \mu_2, \dots, \mu_n$ – молекулярна вага компонентів, які входять в суміш, кг/моль;

848– універсальна газова постійна, $\kappa \Gamma \text{м}/\text{моль} \cdot \text{град}$;

r_1, r_2, \dots, r_n – об'ємний вміст кожного компоненту в долях, одиниці;

Враховуючи данні [8] про склад продуктів горіння на межі високотемпературної зони можна знайти універсальну газову постійну, для сумішей продуктів спалення ВКС, ВКС+бензин, ВКС+спирт.

Знаючи газову постійну, для розрахунку швидкості течії продуктів горіння по довжині факелу використовувалось рівняння, яке враховує напірний тиск і температуру газового потоку на кожній із ділянок факелу.

$$W_g = \varphi \cdot \sqrt{2 g \cdot \frac{k}{k+1} \cdot R \cdot T \left[1 - \left(\frac{P_1}{P^*} \right)^{\frac{k-1}{k}} \right]}, \quad (6)$$

де k - показник адіабати;

R – універсально газова постійна;

$P^* = P_c + P_d$ – напірний тиск,

P_c, P_d – статичний, динамічний тиск;

P_1 – тиск атмосфери в яку витікає газ, $\text{кг}/\text{м}^2$;

T – температура полум'я, К;

g – прискорення вільного падіння $9,8 \text{ м}/\text{с}^2$;

коефіцієнт $\varphi=0,87$ враховує нерівномірність розподілення швидкості потоку газу по перерізу сопла і опір в ньому.

Для визначення коефіцієнта φ , який враховує характер витікання струменю від геометричних розмірів сопла пальника можна використовувати довідкові значення [9]. Оскільки, сопла які використовуються мають кут 14° , враховуючи геометрію сопла пальника “ЕВРО-ДЖЕТ XS-7” відповідає форма сопла, де коефіцієнт дорівнює $\varphi=0,87$.

Газодинамічний стан струменю продуктів горіння воднево-кисневої суміші (ВКС) оцінювався показником числа Рейнольдса, яке визначає ламінарність або турбулентність струменю, що витікає на зрізі сопла пальника при різних витратах і складах газових сумішей та діаметрах мундштуків пальника.

Величина числа Рейнольдса визначається середньою швидкістю U_m газового потоку в перерізі вихідного каналу d мундштука пальника для наплення:

$$Re = \frac{U_m \cdot d}{\nu}, \quad (8)$$

де ν – кінематична густина газу або газової суміші, m^2/c (для ВКС 30% O_2 та 70% H_2 , $\nu = 36,93 \cdot 10^{-6} m^2/c$);

d – діаметр перерізу вихідного каналу сопла пальника, м;

U_m – середня швидкість газової струмини в вихідному каналі мундштука пальника, m/c .

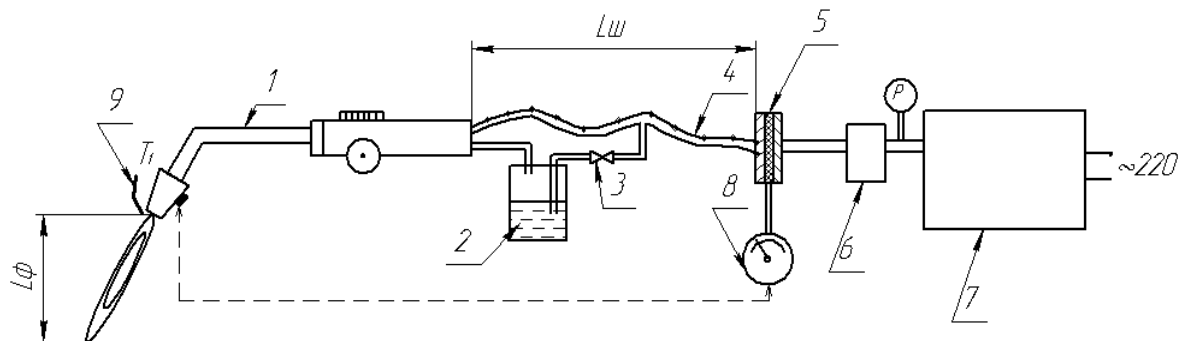
Середня швидкість витікання пальної суміші на зрізі сопла пальника визначалась [10].:

$$U_m = 354 \cdot \frac{V_{gc}}{d_c^2}, \quad (9)$$

де 354-емперичний коефіцієнт;

V_{gc} – витрати газової суміші, яка приведена до нормальних умов (760 мм.рт.ст. і $20^\circ C$) $m^3/год$.

Швидкість горіння пальної суміші визначалась по часу проходження фронту полум'я по газовій арматурі до розривної мембрани 6 після чого електронний секундомір 8 відключався і фіксувалися довжина шлангів і витрати пальної суміші. Дослідження проводились на дослідній установці представлений на (рис. 3).



1-газовий пальник; 2-барботер ; 3-вентиль регулювання складу суміші; 4-шланг; 5-розривна мембрана; 6-запобіжний затвор; Р-датчик тиску; 7-електролізно-водяний генератор; 8-електронний секундомір; 9- термо -датчик контролю нагріву мундштука пальника

Рисунок 3 – Дослідна установка для визначення швидкості горіння пальної суміші

Дослідження геомеометричних розмірів факелу полум'я показали, що максимальна довжина досягається при ламінарному характеру течії продуктів горіння (рис. 4а). При збільшенні витрат пальної суміші, більш критичної швидкості течії, довжина факелу скорочується, потік турбулізується і при досягненні критичної швидкості відбувається відрив полум'я (рис 4б.)



(а)

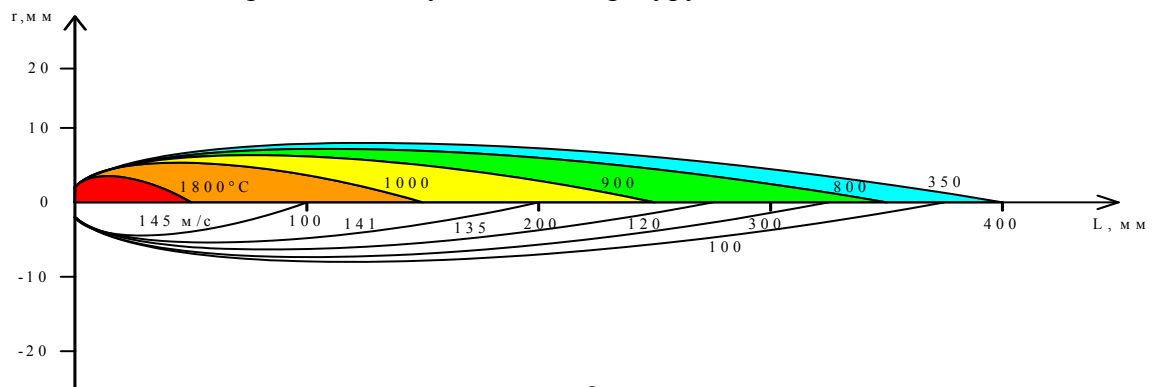


(б)

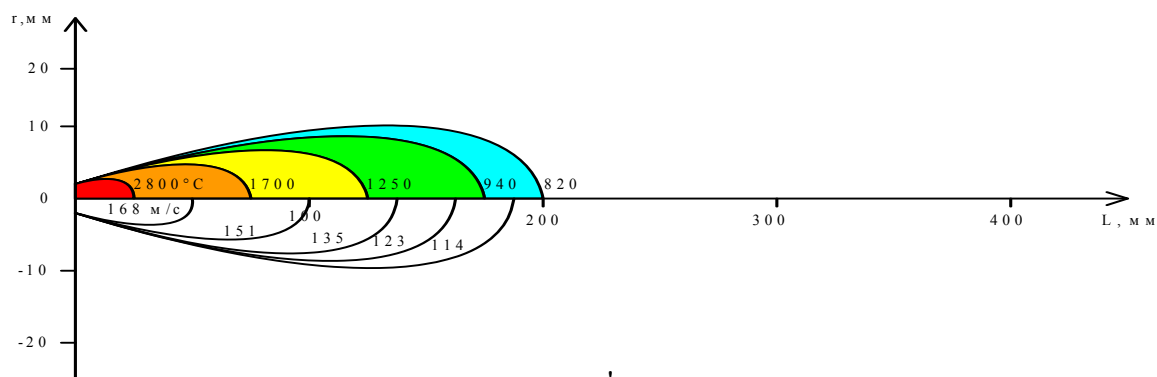
а) стабільне горіння. б) факел на межі відриву

Рисунок 4 – Форма факелу ВКП в залежності від витрат та характеру течії

Як показали дослідження розподілення температури та швидкості по довжині струменю продуктів горіння, характер течії змінює довжини температурних інтервалів, та перерозподіляє швидкісні показники (рис.5). Вуглеводневі сполуки, які вводяться в воднево-кисневу суміш знижують максимальну температуру в високотемпературній зоні, а в зоні догорання збільшують, і температуру і швидкість.



а



а'

Цифри на кривих значення T і V

а – ВКС ламінарний; а' – ВКС турбулентний

Рисунок 5 – Поля температур $T^{\circ}\text{C}$, і швидкостей V м/с в струмені продуктів горіння

Межі стійкого горіння чистої воднево кисневої суміші з співвідношенням кисню до водню 1:2 знаходиться у діапазоні швидкості витікання пальної суміші 30...100 м/с. Межа переходу від ламінарного до турбулентного характеру течії потоку продуктів горіння знаходиться при швидкості витоку струменю більше 70 м/с, що відповідає числу Рейнольдса $Re = 3500$. При цьому досягається максимальна довжина факелу 380мм. Стійке горіння суміші ВКС+5,5% парів бензину відбувається при швидкостях витікання струменю пальної суміші від 30 до 90 м/с. Перехід від ламінарної

до турбулентної течії потоку продуктів горіння знаходиться при критичній швидкості витоку струменю більше 50 м/с, що відповідає числу Рейнольдса $Re = 3000$. Факел має більшу довжину-ніж чиста ВКС, яка дорівнює 400мм. Стійке горіння суміші ВКС+16% парів етилового спирту відбувається при швидкостях витікання струменю пальної суміші від 40 до 105 м/с. Межа переходу знаходиться при критичній швидкості витоку струменю більше 65 м/с, що відповідає числу Рейнольдса $Re = 3200$ (рис 6.)

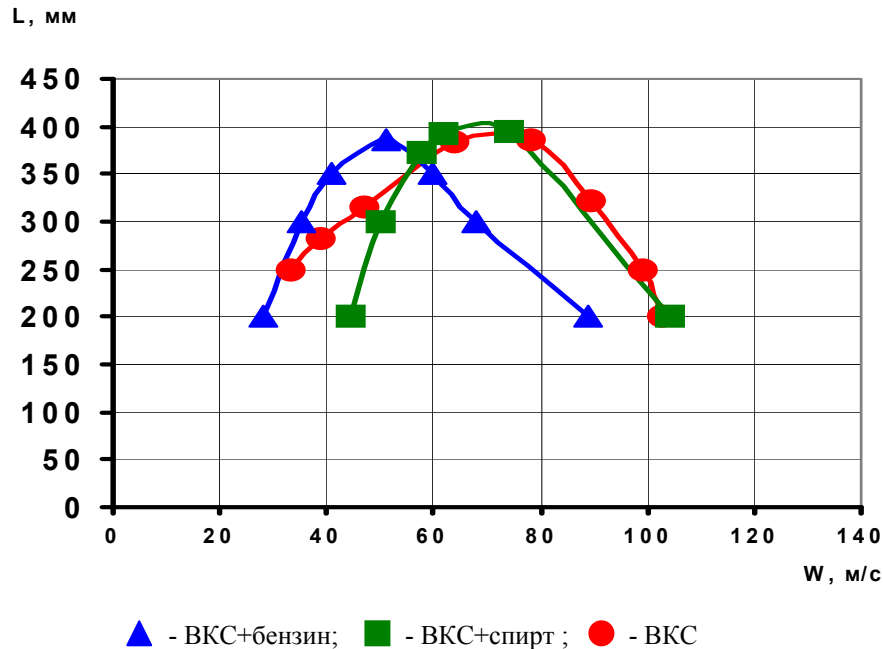


Рисунок 6 – Залежність довжини факела від швидкості витікання газу

Дослідження зворотнього удару показало, що проходження фронту нормального горіння ВКП по газовій арматурі відбувається при критичній середній швидкості течії на зрізі мундштука пальника з діаметрами отворів 1,6-2,2мм, приблизно 13,3м/с. Введення в суміш парів вуглеводневих сполук знижує швидкість горіння продуктів пальної суміші, що значно зменшує вірогідність отримання зворотнього удару (табл.1). Відрив полум'я ВКП відбувається при швидкостях більших ніж 100м/с.

Таблиця 1 – Критичні середні швидкості течії при різних умовах горіння

| № Сопла пальника | Діаметр сопла, мм. | Зворотній удар, м/с | | | Стабільне горіння полум'я, м/с | | | Відрив полум'я, м/с | | |
|------------------|--------------------|---------------------|-------------|------------|--------------------------------|-------------|------------|---------------------|-------------|------------|
| | | ВКС | ВКС+ бензин | ВКС+ спирт | ВКС | ВКС+ бензин | ВКС+ спирт | ВКС | ВКС+ бензин | ВКС+ спирт |
| 1 | 1,6 | 13,5 | 8,1 | 8,8 | 30-100 | 30-90 | 40-105 | >100 | >90 | >105 |
| 2 | 2,0 | 13,04 | 7,7 | 9,42 | | | | | | |
| 3 | 2,2 | 13,2 | 8,7 | 9,45 | | | | | | |

Висновки:

1. Стабільний режим горіння ВКП знаходиться у діапазоні швидкості витікання пальної суміші 30...100 м/с. Межа переходу від ламинарного до турбулентного характеру течії потоку продуктів горіння знаходиться при швидкості витоку струменю більше 70 м/с, що відповідає числу Рейнольдса $Re = 3500$. Додатки в воднево-кисневу суміш вуглеводневих сполук зміщують ці межі в меншу сторону.

2. Зворотній удар ВКП може утворюватись при критичній середній швидкості течії на зрізі сопла пальника приблизно 13,3м/с, в пальниках з діаметрами отворів сопла 1,6-2,2мм.

Введення в суміш парів вуглеводневих сполук знижує швидкість горіння продуктів пальної суміші. Відрив полум'я ВКП відбувається при швидкостях більших ніж 100м/с.

3.Р езультати роботи можна використовувати при проектуванні конструкцій і розрахунку геометричних розмірів пальників та запобіжної арматури при спаленні воднево-кисневої суміші.

Список літератури

1. Антонов И.А. Газопламенная обработка металлов. -М.: Машиностроение, 1976. - 264 с.
2. Нинбург А.К. Газопламенная обработка металлов с использованием газов – заменителей ацетилена. – М.: Машиностроение, 1976. – 152 с.
3. Альтшуль А.Д., Киселев П.Г. Гидравлика и аэродинамика. - М.: Стройиздат, 1975. – 325 с.
4. Абрамович Г.Н. “Прикладная газовая динамика” –М., 1976 . – 888 с.
5. Семенов Н.Н.Цепные реакции.- Л.: ОНТИ, 1934,2е изд. М.: Наука,1986.-534с.
6. Грей Д.Калориметрический зонд для измерения очень высоких температур. /Приборы для научных исследований./,1962.№7.с 21-24.
7. Варгафтик Н.Б. Справочник по теплофизическим свойствам газов и жидкостей. - М.: Наука, 1972.- 720 с.
8. Корж В.Н. Анализ газодинамического состояния газовой струи, вытекающей из сварочной горелки // Химическая технология. – 1990. – № 4. – С.23 – 24.
9. Стаскевич Н.Л. Справочное руководство по газоснабжению. - Л.: Гостоптехиздат, 1960. – 874 с.
10. Глиزمانенко Д.Л., Евсеев Г.Б. Газовая сварка и резка металлов. - М.: Машгиз, 1954.-532 с.

Ю. Попиль, В. Корж, И. Левченко, А. Соловых

Определение условий стабильного горения водородно-кислородного пламени

Приведенны результаты исследований условий устойчивого горения пламени с использованием водородно-кислородной смеси полученной из электролизно-водяных генераторов. Рассмотренны вопросы изменения скорости истекания струи при изменении расходов, состава смеси, диаметров сопел. Установленные закономерности изменения геометрических параметров факела и скорости течения продуктов горения от состава смеси при обратном ударе,устойчивом горении и отрыве пламени.

Y. Popil', I. Korzh, I. Levchenko, A.Solovykh

Determination of terms of the stable burning of oxyhydrogen flame

The results of research of flame burning conditions using a hydro-oxygen mixture, hydro-oxygen mixture with addition of carbon-hydrogen vapors are given. The results of research were compared to similar parameters of a propane-oxygen mixture. The questions of changing of jet's velocity are considered, the mixture composition and nozzle diameters being varied. The change of flow length upon the mixture composition relationships are established for backfire, steady burning and separation of flame. The distribution of the jet velocity along the length of torch for three cases of the flow expiration with use of different mixtures and numbers of tips is calculated. The optimal band of steady flame burning is established.

Одержано 17.03.11

В.М. Пестунов, проф., канд.техн.наук, О.С. Стеценко, доц., канд.техн.наук
Кіровоградський національний технічний університет

Багатоопераційні верстати нових конструкцій

В статті описані конструкції багатоопераційних верстатів на базі токарного верстату з програмних числовим управлінням, які дають можливість токарної обробки зубчатих коліс і нарізання зубців, що скорочує підготовчі роботи і підвищує їх продуктивність.
конструкції, верстати, фрезерування, зубчаті колеса, робота

Багатоопераційні верстати – це верстати для комплексної механічної обробки заготовок з числовим програмним керуванням і автоматичною зміною інструментів.

Багатоопераційні верстати відрізняються особливо високою концентрацією обробних операцій. На них виконують чорнову, напівчистову і чистову обробку корпусних заготовок складної форми, які мають багато оброблюваних поверхонь.

На кафедрі «Верстатів та систем» КНТУ розроблені і запатентовані [2,3] два багатоопераційних верстата. В одному з них суміщаються токарні і зубодовбальні операції, а в другому токарні і зубофрезерні операції. Конструкції цих верстатів, мають майже повний технологічний цикл токарних і зубооброблюючих операцій.

В основі конструкції першого верстата поставлена мета, розширення технологічних можливостей та підвищення точності обробки шляхом виконання на верстаті токарних і зубодовбальних технологічних операцій без переустановки заготовки.

Поставлена задача вирішується установкою на токарний верстат з ЧПУ додаткового супорта (рис 1), з розташованим на ньому зубодовбальним модулем 2, в склад якого входять кінематичні ланцюги зворотньо-поступального руху, руху обкатки, радіальної та колової подач довбача 3. Крім цього в механізмі повздовжнього переміщення задньої бабки передбачено автоматичне перезакріплення заготовки в разі обробки по всьому контуру. Після обробки частини заготовки, задня бабка 4 пересувається до заготівки 5 за допомогою гвинтової передачі 6 від електродвигуна 7. Після цього заготовка перезакріплюється з патрона токарного шпинделя 8 в патрон шпинделя задньої бабки 9 і подальша обробка ведеться від електродвигуна 10.

Запропонована конструкція верстата представлена на графічних матеріалах, де на рис. 1 зображено загальний вигляд, на рис. 2 зображена кінематична схема верстата.

Верстат працює таким чином:

При виконанні токарних операцій від асинхронного електродвигуна М1 (рис.2) через клинопасову передачу 1, коробку швидкостей 2 приводиться в обертання шпиндель із заготівкою 4 і забезпечує задану швидкість різання.

Приводи поперечної та повздовжньої подачі здійснюються від електродвигунів М2 і М4 і системи ЧПУ одночасно або по черзі, надаючи інструменту, закріпленому в револьверній головці 5, поперечну та повздовжню подачу, у відповідності з програмою токарної обробки.

При виконанні зубодовбальних операцій заготівка перезакріплюється в патроні 6 задньої бабки 7 і в центрі патрона шпинделя 3, а токарний супорт 9 встановлюється в крайній лівій позиції і не приймає участь в роботі.

При включенні електромунфти 13 додатковий супорт 12 переміщується понапрямним станини у вихідне положення від електродвигунів М2 і М5.

Після цього штосель 14 із довбачем 11 приводиться у зворотно-поступальний рух від електродвигуна М7 через кривошипний механізм, а обертання заготівки

виконується від електродвигуна М8 і узгоджується системою ЧПУ з обертанням штоселя 14 від електродвигуна М7. Одночасно двигуни М7 і М8 здійснюють колову подачу заготовки і довбача відповідно. Радіальні переміщення штоселя 14 з довбачем 11 здійснюються від електродвигуна М5 через гвинтову передачу. Ці переміщення складаються із швидкого підведення, радіальної подачі і відведення довбача від заготовки.

При досягненні довбачем заданої глибини процес врізання автоматично припиняється, після чого шпіндель із заготовкою виконує один повний оберт. Всі рухи узгоджені між собою за допомогою системи ЧПУ.

Таким чином, обумовлене конструкцією, суміщення основних ознак дає можливість за одну установку заготовки змінювати в якій-завгодно послідовності токарні та зубодовбальні технологічні операції. Це забезпечує істотне підвищення точності за рахунок виключення похибок від переустановки заготовки.

Економічна ефективність досягається за рахунок підвищення точності та розширення технологічних можливостей. Використання запропонованого верстата приведе до скорочення кількості верстатів і необхідних виробничих площ.

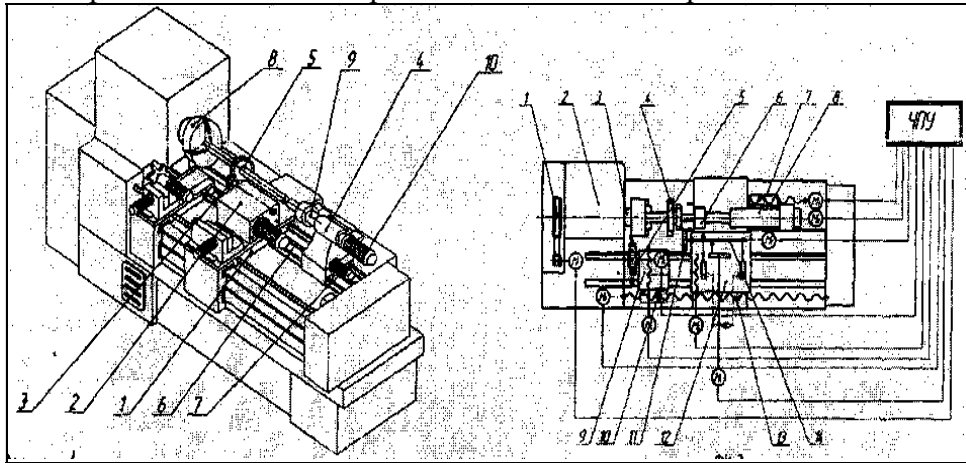


Рисунок 1 – Загальний вигляд верстата

Рисунок 2 – Кінематична схема верстата

В конструкції другого багатоопераційного верстата розробленого авторами статті закладена можливість токарної обробки зубчатих коліс і фрезерування зубців, а також свердління, розточування, zenкерування, розвертування і нарізання різьби.

Поставлена мета вирішується шляхом установки на станині токарного верстата фрезерного модуля із поворотною фрезерною головкою, яка легко і швидко повертається на 180° змінюючи розташування шпинделя з вертикального у горизонтальне, а також може виконувати функції задньої бабки. Крім цього на токарному супорті встановлено стіл для закріплення заготовки при фрезеруванні, який здійснює повздовжню і поперечну подачі, а вертикальну подачу здійснює фрезерна головка.

Конструкція запропонованого верстата представлена на рис. 3 (загальний вигляд) і рис. 4 (кінематична схема).

Верстат, складається із станини 1 (Рис. 3) на який встановлена передня бабка 2, а на напрямних станини зліва розташований супорт 3 з револьверною головкою 4 і столом для закріплення деталей при фрезеруванні 5, справа фрезерний модуль 6 з вертикальним супортом 7 і поворотною фрезерною головкою 8.

Повздовжня і поперечна подачі при фрезеруванні виконуються переміщенням токарного супорта 3, а вертикальна подача переміщенням вертикального супорта 7.

Працює верстат таким чином:

Токарний шпиндель закріплений в передній бабці 1 (рис.3) одержує обертовий рух від електродвигуна М1 через пасову передачу. Заготовка закріплюється в патроні 2 і одержує обертовий рух з частотою, що забезпечує задану швидкість різання.

Приводи повздовжньої і поперечної подачі здійснюються від електродвигунів М2 і М3 і системи ЧПУ одночасно або по черзі, надаючи інструменту, установленому в револьверній головці 3, необхідну подачу у відповідності з програмою токарної обробки. Поворот револьверної головки з необхідним інструментом в робочу позицію можливий від електродвигуна М4 по команді від ЧПУ.

При виконанні таких операцій як свердління, зенкерування, розвертання або нарізання внутрішньої різі, заготовка закріплюється у патроні шпинделя 2 і отримує обертання від електродвигуна М1, а осьовий інструмент закріплюється у шпинделі фрезерної головки і одержує головний рух від електродвигуна М6 через конічну зубчасту передачу. При обробці заготовки в центрах в шпиндель фрезерної головки встановлюється обертаючий центр.

При виконанні фрезерних робіт оброблювана деталь закріплюється на столі 4 і разом з ним може пересуватися вправо-вліво і вперед-назад, здійснюючи повздовжню і поперечну подачу через гвинтові передачі від електродвигунів М2 і М3 і керується від ЧПУ.

В залежності від габаритних розмірів деталі, яка фрезерується, або при фрезеруванні з вертикальною подачею, фрезерна головка 7 разом з вертикальним супортом 8 може переміщатися вгору або вниз за допомогою гвинтової передачі 10 від електродвигуна М5.

Фрезерний шпиндель обертається від асинхронного електродвигуна М6 по команді від ЧПУ. При необхідності верстат можна оснастити круглим поворотним столом з приводом від електродвигуна М3 через черв'ячну передачу, що дасть можливість фрезерувати складні поверхні з круговою подачею.

Таким чином, суміщення основних операцій, дає можливість виконувати в якій завгодно послідовності токарні і фрезерні технологічні операції. Такі конструктивні особливості запропонованого верстата забезпечують високу продуктивність, скорочення міжверстатного транспортування деталей і скорочення цехових площ під верстати.

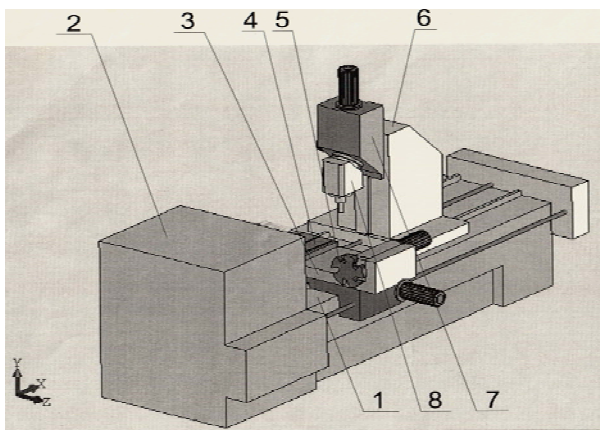


Рисунок 3 – Загальний вигляд верстата

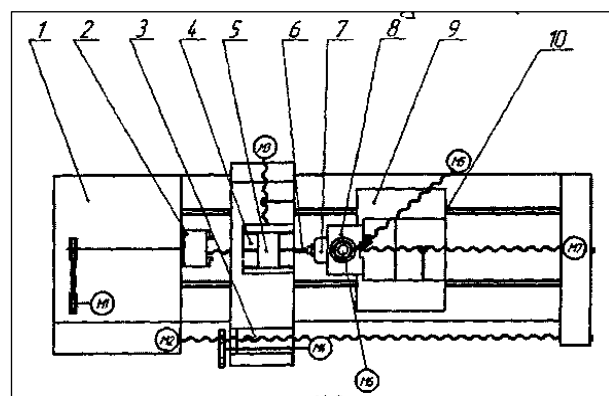


Рисунок 4 – Кінематична схема верстата

Список літератури

1. Колка И. А., Кувшинський В. В., Многооперационные станки. – М.: Машиностроения, 1983. – 136с.
2. Патент на корисну модель № 20437 Бюл. №1, 2007.
3. Патент на корисну модель № 19411 Бюл. №12, 2006.

В.Пестунов, А. Стеценко

Багатооперационные станки новых конструкций

В статье описаны конструкции многооперационных станков на базе токарного станка с программным числовым управлением, на которых можно обрабатывать зубчатые колеса и нарезать зубцы, что сокращает подготовительную работу и повышает их производительность.

V.Pestunov, A. Stetsenko

Bagatooperatsionnye machine tools of new designs

In article designs of multioperational machine tools on the basis of the lathe with a program numerical control on which it is possible to process cogwheels are described and to cut a teeth that reduces a spadework and raises their productivity

Одержано 18.03.11

УДК 631.33.024.2

**Д.Ю. Артеменко, канд. техн. наук, О.С. Магопечь, доц., канд. техн. наук,
П.М. Соломашенко, студ.**

Кіровоградський національний технічний університет

Дослідження процесу роботи криволінійних відвальників щік сошника посівної секції просапної сівалки

В статті наведені результати теоретичних досліджень процесу роботи криволінійних відвальників щік сошника посівної секції просапної сівалки, обґрунтовані їх раціональні параметри та визначено, що удосконалена конструкція сошника здатна забезпечити якісне загортання насіння вологими шарами ґрунту нижнього горизонту.

сприятливі умови проростання, технологічний процес роботи, відвальники щіки сошника

Аналіз процесу роботи сошників бурякових сівалок показує, що стінки розкритої посівної борозни підлягають значному ущільненню, в результаті чого порушується послідовність в зрушуванні нижніх (вологих) і верхніх (сухих) шарів ґрунту з її стінок при загортанні насіння. В борозну осипаються в першу чергу верхні частинки ґрунту, як більш сипучі, які мають більш низький коефіцієнт внутрішнього тертя між частинками в порівнянні з вологими. Найбільш сприятливим буде загортання насіння, коли воно укривається частинками тих шарів ґрунту, на глибині яких воно знаходиться. Це на пряму впливає на швидкість проростання насіння і врожайність культури в цілому. Однак цю умову серійні сошники бурякових сівалок не виконують.

Покращити процес загортання насіння вологим шаром ґрунту спробували Колесніков М.В. та Пронько Л.Ю. [1,2], ввівши в конструкцію щік сошника загортаючі крильця, які повинні були зрушувати ґрунт на насіння. Але недоліком цих конструкцій є те, що крильця вигнуті всередину міжщікового простору, що підвищує вірогідність його забивання ґрунтом при збільшенні вологості ґрунту.

Метою даної роботи є розробка нового сошника просапної сівалки, який повинен: забезпечувати рівномірну укладку насіння на насінневе ложе і задану глибину загортання, зрушувати нижні (вологі) шари ґрунту зі стінок борозни одночасно з

процесом борозноутворення і закривати ними насіння; не переміщувати нижні вологі шари ґрунту на денну поверхню, а верхні сухі до насіння.

Вищевказані вимоги до сошника можна реалізувати, ввівши в конструкцію щік нові робочі елементи, якими є криволінійні відвальники [3], які відігнуті зовні міжщікового простору, а їх поверхня утворена шляхом огинання поверхні прямого кругового конуса. Така конструкція відвальників дозволяє проводити укривання насіння вологими шарами ґрунту та здійснювати його кришення.

Оскільки основним технологічним параметром криволінійного відвальника щіки сошника є дальність переміщення часток ґрунту від його дії, то розглянемо весь шлях проходження частинки ґрунту, від початку її руху по поверхні відвальника до потрапляння на дно борозни.

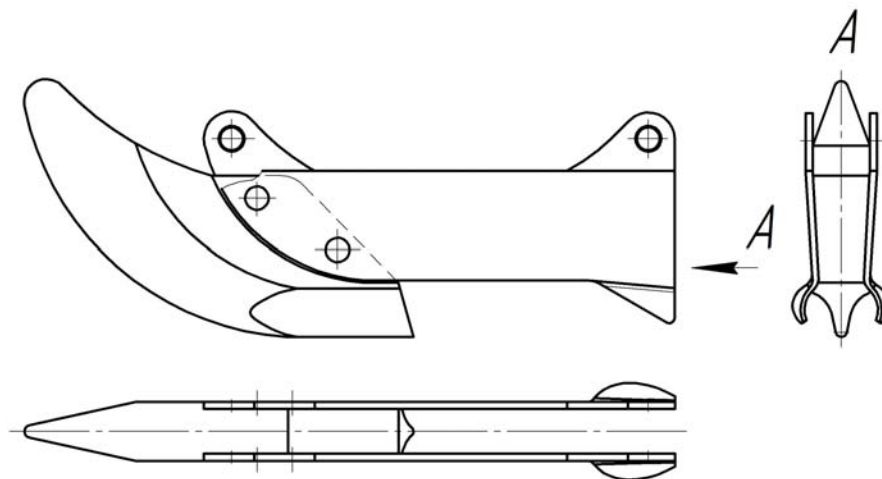


Рисунок 1 – Сошник із щіками які мають криволінійні відвальники для загортання насіння вологими шарами ґрунту нижнього горизонту

Для цього розглянемо рух частинки ґрунту M як складний [4,5]. В нашому випадку одночасно виконуються два рухи: переносний рух відвальника з постійною швидкістю V_n вздовж осі OX та абсолютний рух частинки ґрунту по внутрішній поверхні відвальника щіки сошника під дією сили тяжіння. Нерухому систему координат $OXYZ$ зв'яжемо із умовною горизонтальною площиною – поверхнею ґрунту. Рухому систему координат $OX_1Y_1Z_1$ зв'яжемо з конусом – внутрішньою поверхнею відвальника, що рухається з постійною швидкістю V_n вздовж осі OX .

Оскільки відвальник рухається прямолінійно і рівномірно вздовж осі OX , то рух відвальника, за винятком виникаючої сили опору F , напрямом і величиною якої невідомі й залежні від часу (ми приймаємо її постійною), не впливає на траєкторію руху частки ґрунту M . Траєкторія частки ґрунту M у проєкціях на осі нерухомої системи координат $OXYZ$ – OY й OZ буде збігатися із проєкціями на осі рухомої системи координат $OX_1Y_1Z_1$, тобто $y = y_1$, а $z = z_1$. Проєкція на вісь OX буде відрізнятися від проєкції на вісь OX_1 на величину $V_n \cdot t$, тобто $x = x_0 - x_1 + V_n \cdot t$.

Розглянемо рух частинки ґрунту M в рухомій системі координат $OX_1Y_1Z_1$ (рис. 2). Покажемо частинку ґрунту M у довільному положенні на поверхні конуса.

До частинки ґрунту прикладені сили: вага – $\bar{P} = mg$, спрямована вертикально вниз, сила тертя – $\bar{F}_{тр}$, спрямована по твірній конуса, реакція поверхні опору – \bar{N} .

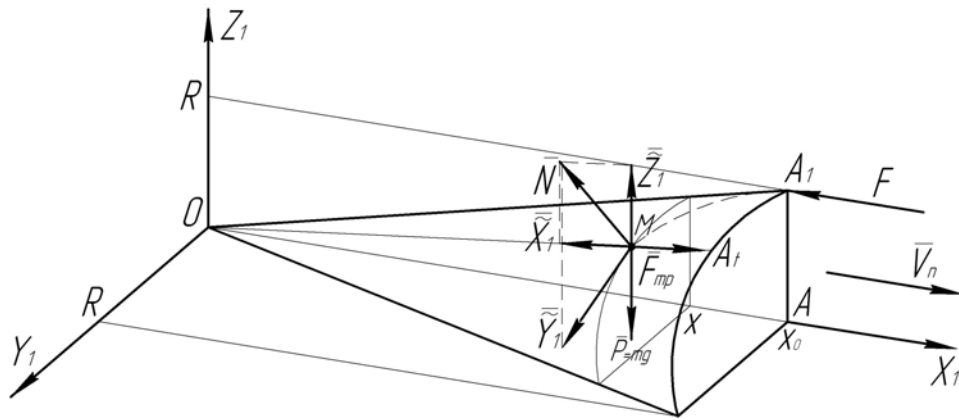


Рисунок 2 – Схема руху частинки по внутрішній поверхні відвальника

Запишемо основне рівняння динаміки [6] для частинки ґрунту при наявності рівняння зв'язку,

$$-\frac{x^2}{x_0^2} + \frac{y^2}{R^2} + \frac{z^2}{R^2} = 0, \quad (1)$$

що є канонічним рівнянням поверхні прямого кругового конуса:

$$m\bar{a} = \bar{P} + \bar{F}_{tp} + \bar{N}. \quad (2)$$

Визначимо складові рівняння (2). Рухливу систему координат $OX_1Y_1Z_1$ зв'яжемо з конусом, що рухається з постійною швидкістю V_n уздовж осі OX . Знайдемо результуючу активних сил, прикладених до частинки ґрунту через складові: $\bar{F}_{pez} = X_1\bar{i} + Y_1\bar{j} + Z_1\bar{k}$. Активною силою є тільки сила ваги \bar{P} , спрямована вертикально вниз, тому $\bar{F}_{pez} = \bar{P} = -Z_1\bar{k} = -mg\bar{k}$.

Так як частка ґрунту рухається по поверхні конуса, що має рівняння виду $\varphi(x_1, y_1, z_1) = 0$ і не може покинути цю поверхню в будь-який момент часу $0 < t < t_k$, де t_k – час сходу частинки ґрунту з поверхні конуса, будемо вважати, що на частинку ґрунту накладений двосторонній зв'язок, рівняння якого задано рівністю (1).

Оскільки частинка ґрунту до моменту t_k перебуває на поверхні конуса, то її координати в будь-який момент часу, до моменту t_k , задовольняють рівнянню (1) поверхні конуса.

Для вирішення задачі нами були складені і розв'язані диференціальні рівняння другої (оберненої) задачі динаміки невідомої точки [3], що дозволило отримати закон руху частинки по поверхні відвальника з врахуванням сили тертя:

$$\begin{cases} x(t) = V_n t - x_0 \cdot \cos(\beta_{x1} t) \\ y(t) = \sqrt{\frac{R^2}{x_0^2} \cdot x(t)^2 - z(t)^2} \\ z(t) = R \cos(\beta_{z1} t) + B + C \cdot \cos(\beta_{x1} t) \end{cases}, \quad (3)$$

де $V_n = \text{const}$ швидкість руху конуса в напрямі OX ;

R - радіус основи конуса;

x_0 - висота конуса;

β_{x1} - розв'язок характеристичного рівняння по осі X ;

β_{z1} - розв'язок характеристичного рівняння по осі Z ;

B, C - коефіцієнти $B = \frac{(x_0^2 - R^2)R}{x_0^2}$, $C = \frac{-f_1 R^2 x_0}{x_0^2 - f_1 x_0 R - R^2}$;

f_1 - коефіцієнт тертя ґрунту по сталі;

t - час.

Після того, як частинка ґрунту покине поверхню конуса, вважаємо, що вона здійснює рух в полі сили тяжіння. Для знаходження моменту сходу частинки ґрунту з поверхні конуса необхідно знайти перший додатній корінь відповідного тригонометричного рівняння:

$$z_1(t_k) = 0, \quad R \cos(\beta_{z1} t_k) + B + C \cdot \cos(\beta_{x1} t_k) = 0. \quad (4)$$

Розв'язок такого рівняння отриманий графічно [3]. Знайдене значення t_k підставляємо в (3), знаходимо координати точки ґрунту в момент сходу з поверхні конуса $K(x_k, y_k, z_k)$ при умові, що $z_k = 0$. Знаючи значення x_k, y_k, z_k та складові швидкості частинки ґрунту в момент сходу $\bar{v}_k = \{v_{xk}, v_{yk}, v_{zk}\}$ можемо записати початкові умови розрахунку дальності переміщення частинки:

$$v_{xk} = \frac{dx(t_k)}{dt}, \quad v_{yk} = \frac{dy(t_k)}{dt}, \quad v_{zk} = \frac{dz(t_k)}{dt}. \quad (5)$$

Обчислюючи їх, знаходимо швидкості частинки ґрунту в момент сходу з поверхні відвальника:

$$\begin{cases} v_{xk} = v + x_0 \cdot \sin(\beta_{x1} t_k) \beta_{x1} \\ v_{yk} = \frac{R^2 x(t_k) \frac{d}{dt} x(t_k) - z(t_k) \frac{d}{dt} z(t_k) x_0^2}{\sqrt{\frac{R^2 x(t_k)^2 - z(t_k)^2 x_0^2}{x_0^2}} \cdot x_0^2} \\ v_{zk} = -R \cdot \sin(\beta_{z1} t_k) \beta_{z1} - C \cdot \sin(\beta_{x1} t_k) \beta_{x1} \end{cases}. \quad (6)$$

Враховуючи (6), можна записати рівняння руху частинки ґрунту після сходу з поверхні конуса без врахування опору середовища:

$$\begin{cases} x(t) = v_{xk} t_k + x_k; \\ y(t) = v_{yk} t_k + y_k; \\ z(t) = 0,5 g t_k^2 + v_{zk} t_k + z_k. \end{cases} \quad (7)$$

Отримавши в результаті чисельного розрахунку значення t_k , знаходимо дальність переміщення частинки ґрунту після сходу з поверхні криволінійного відвальника:

$$L_{xy} = \sqrt{x(t)^2 + y(t)^2}. \quad (8)$$

Для з'ясування конкретного значення дальності переміщення частинок ґрунту криволінійним відвальником нами були прийняті вихідні значення його геометричних параметрів, до яких відносяться наступні величини: висота умовного конуса $x_0 = 105$ мм; радіус основи умовного конуса $R = 15$ мм; швидкість руху криволінійного відвальника $V_n = 2$ м/с; коефіцієнт тертя ґрунту по сталі $f_1 = 0,55$. В результаті

підстановки вказаних даних в відповідні рівняння та врахування чисельного розрахунку рівняння (4) нами була отримана величина дальності переміщення частинок ґрунту вбік борозни, яка склала $L_{xy}=100$ мм. Для забезпечення якісного укриття насіння вологими шарами ґрунту нижнього горизонту достатньо щоб дальність переміщення частинок ґрунту відвальником складала 20 – 30 мм. Це впливає із чітко визначеної величини міжщікового простору сошника просапної сівалки, який складає 20 – 25 мм. Оскільки величина L_{xy} розрахована нами без врахування опору середовища, то для з'ясування реального значення дальності переміщення і перевірки теоретичних передумов необхідні додаткові експериментальні дослідження.

Висновки:

1. Аналіз умов загортання насіння в борозні дозволив встановити, що існуючі конструкції сошників просапних сівалок не виконують якісного загортання насіння згідно агротехнічним вимогам.

2. В результаті теоретичного аналізу процесу роботи криволінійного відвальника щоби сошника встановлено, що основними параметрами які впливають на дальність переміщення ґрунту в бік борозни є: радіус основи умовного конуса по поверхні якого утворений відвальник, швидкість руху сошника і фізико-механічні властивості ґрунту.

3. З'ясовано, що для конкретних значень основних факторів які впливають на роботу криволінійного відвальника: радіуса основи конуса $R=15$ мм; швидкості руху відвальника $V_n=2$ м/с; коефіцієнту тертя ґрунту по сталі $f_1=0,55$ дальність відкидання частинок ґрунту буде складати 100 мм, що в повному обсязі задовольняє умові якісного загортання насіння.

Список літератури

- 1 Колесников Н.В. Исследование сошников для точного высева семян сахарной свеклы: автореф. дис. на соискание ученой степени канд. техн. наук: спец. 05.20.01 "Механизация сельскохозяйственного производства" / Н.В. Колесников. – Москва, 1969. – 21 с.
- 2 Пронько Л.Ю. Исследование технологического процесса точного высева семян сахарной свеклы и обоснование параметров ползовидного сошника: автореф. дис. на соискание ученой степени канд. техн. наук: спец. 05.20.01 "Механизация сельскохозяйственного производства" / Л.Ю. Пронько. – Елгава, 1978. – 23 с.
- 3 Артеменко Д.Ю. Підвищення ефективності роботи сошника і прикочуючого котка посівної секції просапної сівалки: дис. канд. техн. наук: 05.05.11 / Артеменко Дмитро Юрійович. – Кіровоград, 2007. – 223 с.
- 4 Гантмахер Ф.Р. Лекции по аналитической механике. Изд. 2-е, исп. / Гантмахер Ф.Р. – М.: Наука, 1966. – 300 с.
- 5 Кирсанов А.А. Введение в аналитическую динамику / Кирсанов А.А. – Псков: ПГПИ, 1999. – 304 с.
- 6 Лойцянский Л.Г. Курс теоретической механики: В 2-х томах. Т. 2. Динамика. – 6-е изд., перераб. и доп. / Л.Г. Лойцянский, А.И. Лурье. – М.: Наука, 1983. – 640 с.

Д. Артеменко, А. Магопец, П. Соломашенко

Исследование процесса работы криволинейных отвальчиков щек сошника посевной секции пропашной сѣлки

В статье приведены результаты теоретических исследований процесса работы криволинейных отвальчиков щек сошника посевной секции пропашной сѣлки, обоснованы их рациональные параметры и определено, что усовершенствованная конструкция сошника способна обеспечить качественную заделку семян влажными слоями почвы нижнего горизонта.

D. Artemenko, O. Magopets, P. Solomashenko

Research of process work curvilinear sailings cheeks coulter's sections of a seeder for beet crops

In article results of theoretical researches of process of work of cheeks coulter's curvilinear sailings sowing section of a seeder for beet crops are resulted, their rational parameters are proved and is defined that the advanced design coulter's is capable to provide qualitative seal of seeds by damp layers of earth the bottom horizon.

Одержано 09.03.11

УДК 621.77.06

Б.Б. Кришкін, доц., канд. техн. наук

Кіровоградський національний технічний університет

Експериментальні дослідження процесів при вмиканні муфти кривошипного пресу

У статті описані процедура та послідовність проведення моніторингу систем вмикання кривошипного пресу, який працює в режимі одиночних ходів, з метою розробки методики прогнозування довговічності робочих елементів муфти

моніторинг, муфта, вставка, прес, температура, довговічність

Робота муфт вмикання кривошипних машин, які працюють в режимі одиночних ходів супроводжується складними тепловими і трибологічними явищами, які суттєво впливають на довговічність [1].

Дослідження працездатності роботи системи вмикання однокривошипного двостоякового відкритого пресу K0019 номінальним зусиллям 100 кН, проводили на експериментальній установці, зовнішній вид якої представлено на рис. 1. Установка складається із цифрового вимірювача деформацій типу ИДЦ-1м, комплекту тензодавачів, закріплених на твірній трубопроводу передачі стисненого повітря до робочих дисків муфти вмикання, механічного індикатору годинникового типу ЛІЗ, приєднаного до торцевої поверхні одного з поребраних дисків муфти та термоіндикатора типу EDL- 838 (на рисунку не видно), який введено до одного з охолоджуючих отворів натискної діафрагми муфти вмикання пресу.

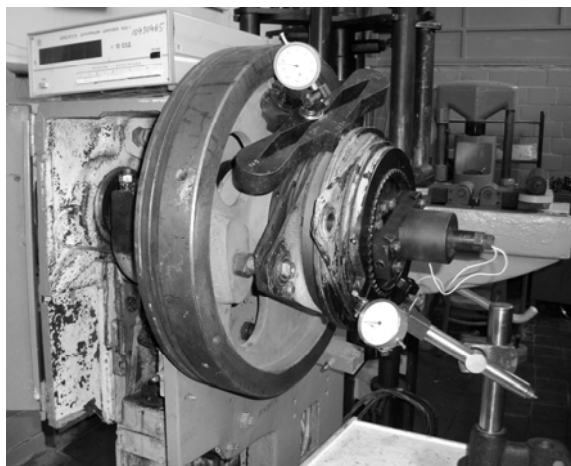


Рисунок 1 – Загальний вигляд експериментальної установки

Взаємоузгодженість роботи окремих гілок схеми експериментальної установки забезпечувалась синхронізацією показів всіх приладів методом відеозапису роботи експериментальної установки за весь робочий цикл дії системи вмикання зі швидкістю кадрів 25 к/с цифровим фотоапаратом типу Pentax-800, що дозволило отримати експериментальні дані щодо умов роботи муфти з інтервалом часу 0,02 с. Отримання та обробку дослідної інформації виконували за допомогою програми «Віртуальний осцилограф» [2].

Скріншот екрану віртуального осцилографа під час моделювання процесів вмикання-вимикання представлено на рис.2. На рисунку чітко проглядаються окремі фази процесів, які відбуваються під час вмикання муфти. Зокрема, дискретна залежність номінального тиску має три стадії: початкову (нульову), коли муфта вимкнена, фазу поступового зростання тиску по мірі наближення фрикційних поверхонь одна до одної (в кінці стадії спостерігали деяке коливання значення робочого тиску, яке викликане, на нашу думку, підвищенням робочих температур і, як наслідок, тепловим розширенням матеріалу робочих елементів муфти, внаслідок чого можливе коливання робочих зазорів з відповідною зміною тиску) та робочу стадію, при якій диски муфти знаходяться у своєму крайньому положенні і щільно притиснуті.

На осцилограмі зміни значень моменту тертя експериментально спостерігаються: фаза вмикання муфти (помітне деяке коливання значення моменту тертя, викликане проковзуванням натискного диску в умовах достатньо високої швидкості обертання валу – 364 с^{-1} для пресу K0019), фаза поступового зростання моменту тертя в процесі збільшення значень робочого тиску на диск та фаза зменшення моменту тертя до 0 в умовах вимикання муфти і вмикання гальма. Характерно, що в кінці фази вимикання теж спостерігали деяке коливання моменту, що також може бути пов'язане із тепловим розширенням матеріалу дисків і відповідною зміною робочих зазорів.

В процесі експерименту було встановлено також, що власне робоча стадія осцилограми крутного моменту може бути представлена з двох частин: дільниці стабілізації крутного моменту в процесі притискання дисків та дільниці зростання значення крутного моменту до свого номінального значення. Це свідчить про оптимальність налаштування зазорів у робочих елементах муфти, оскільки поступовість збільшення тиску (а, отже, і моменту тертя) гарантує мінімізацію механічного зносу фрикційних дисків з відповідним збільшенням ресурсу муфти [3].

Було проведено математичну обробку отриманої інформації за допомогою програмного редактора Microsoft Excel. Зокрема, було встановлено вид отриманих експериментальних залежностей і побудовані графіки відповідних трендів (див. рис. 2 та рис. 3). Згідно розробленої та перевіреної методики експериментальних досліджень за показами тензодавачів та індикаторів були встановлені значення робочих тисків (див. табл. 1) та моментів тертя (див. табл. 2) в залежності від часу вмикання муфти.

В процесі експериментальних досліджень також було визначено характер зміни температур робочих поверхонь муфти вмикання під час одиничного циклу роботи пресу. Розміщення тензодавачів дозволяло проводити плинну фіксацію температури безпосередньо на поверхні фрикційних вставок та на глибині 7 мм. Результати дослідів представлені на рис. 4. Вони дають підставу стверджувати, що в процесі вмикання муфт кривошипних пресів, які працюють в режимі одиночних ходів, виникають суттєві температурні перепади по висоті фрикційних вставок, причому безпосередньо на робочих поверхнях коливання температур досягають $50...60^{\circ}\text{C}$, в той час як у глибині вставок температура монотонно зростає. Така різниця у температурах пояснюється інтенсивними процесами тепловиділення. Нестационарний характер зміни температур спонукає під час досліджень працездатності систем вмикання оцінювати в основному об'ємну температуру фрикційного вузлу. Це призводить до суттєвих похибок, оскільки, як свідчать експериментальні дані температура у різних об'ємах вставок різна. Тому під

час моніторингу працездатності систем вмикання пресів, що працюють в режимі одиночних ходів доцільно спочатку визначати описаним методом критичні значення температур в окремих елементах вставок, а потім, ґрунтуючись на отриманих даних, прогнозувати довговічність роботи фрикційних вставок. Використання даної методики моніторингу особливо доцільно для швидкохідного обладнання, яке відзначається великою частотою вмикань.

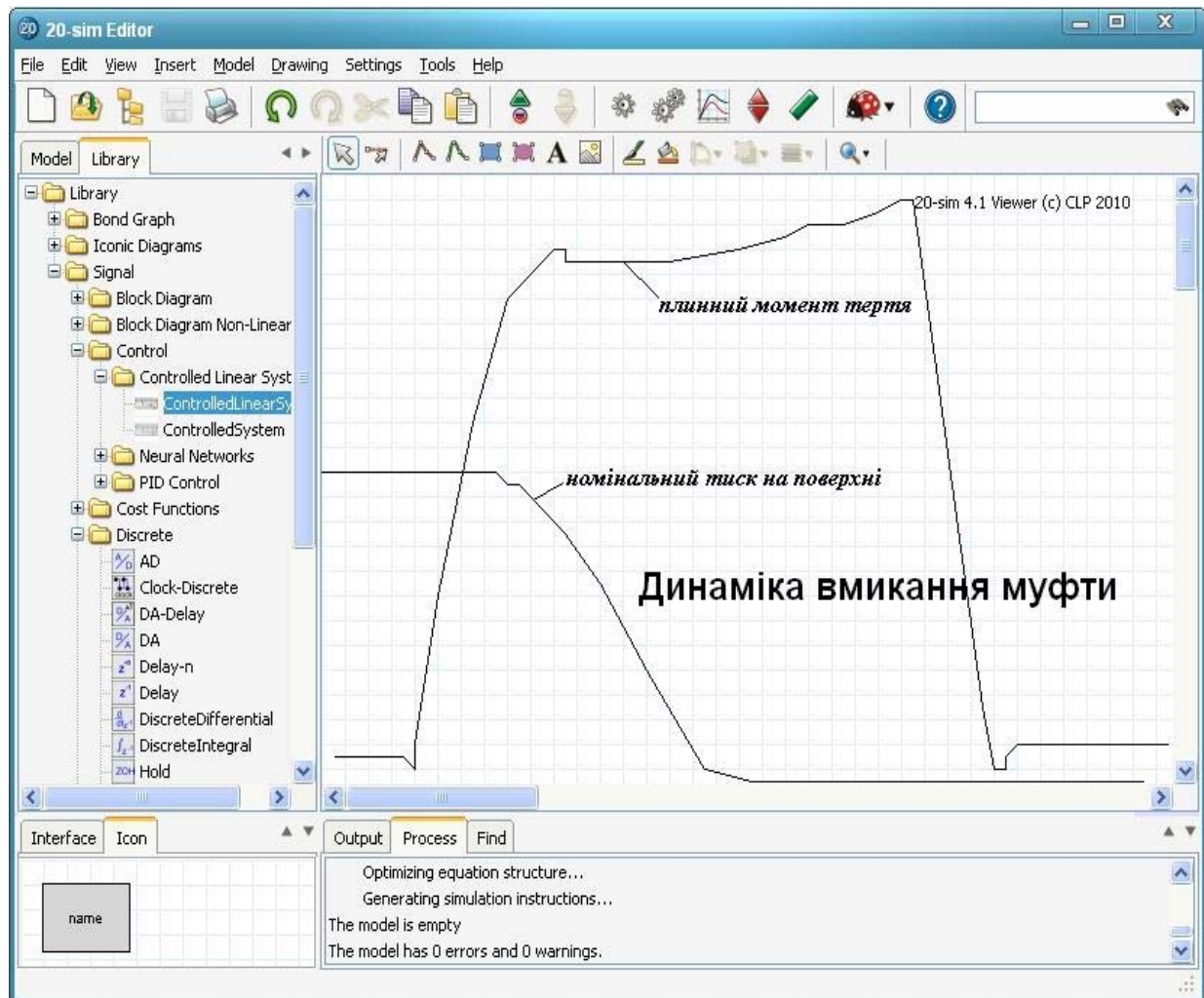


Рисунок 2 – Екран віртуального осцилографа після обробки первинних результатів осцилографування

Таблиця 1 – Залежність значень робочого тиску p від часу вмикання

| p , МПа | 1,1 | 1,1 | 1,1 | 1,1 | 1,1 | 1,1 | 1,1 | 1,1 | 1,1 | 0,84 | 0,51 | 0,29 | 0,16 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
|------------|-----|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|
| τ , с | 0 | 0,01 | 0,02 | 0,03 | 0,04 | 0,05 | 0,06 | 0,07 | 0,08 | 0,09 | 0,10 | 0,11 | 0,12 | 0,13 | 0,14 | 0,15 | 0,16 | 0,17 |

Таблиця 2 – Залежність значень моментів тертя M_T від часу вмикання

| τ , с | M_T , кН·м |
|------------|--------------|
| 0,06 | 0 |
| 0,07 | 0 |
| 0,08 | 0 |
| 0,09 | 0,9 |
| 0,10 | 2,05 |
| 0,11 | 3,77 |
| 0,12 | 4,85 |
| 0,13 | 5,01 |
| 0,14 | 5,12 |
| 0,15 | 5,3 |
| 0,16 | 5,6 |
| 0,17 | 5,65 |
| 0,18 | 5,7 |
| 0,19 | 5,8 |
| 0,20 | 5,9 |
| 0,21 | 6,0 |
| 0,22 | 6,15 |
| 0,23 | -0,4 |

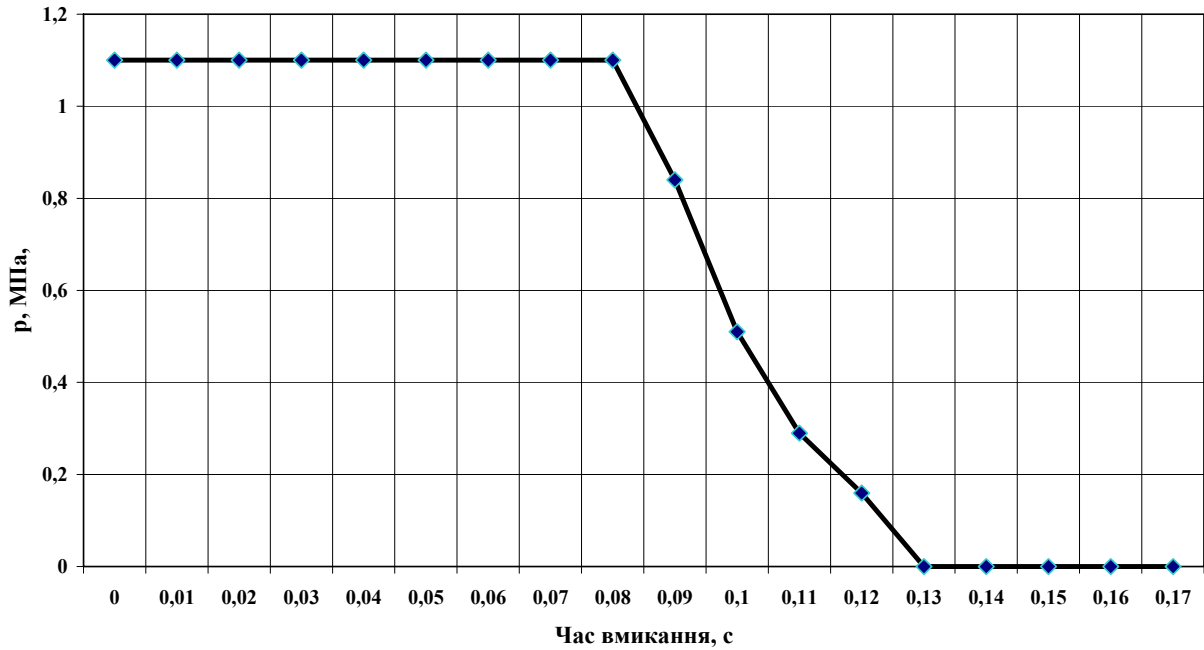


Рисунок 2 – Динаміка зміни значень тиску від часу вмикання

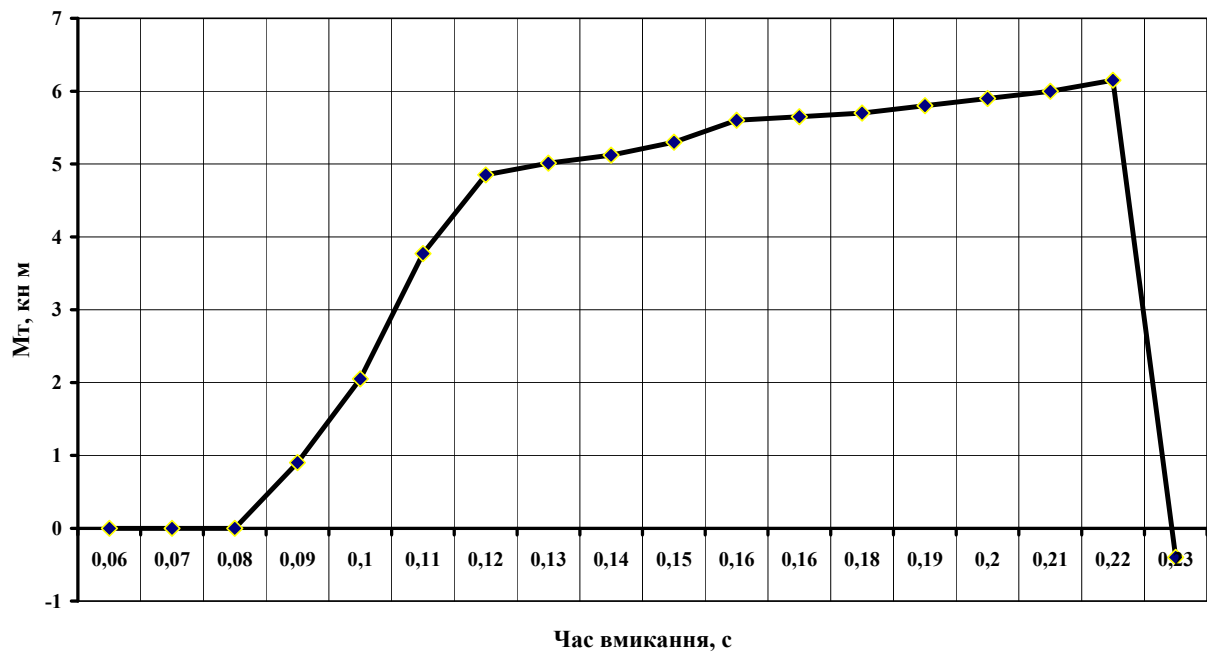
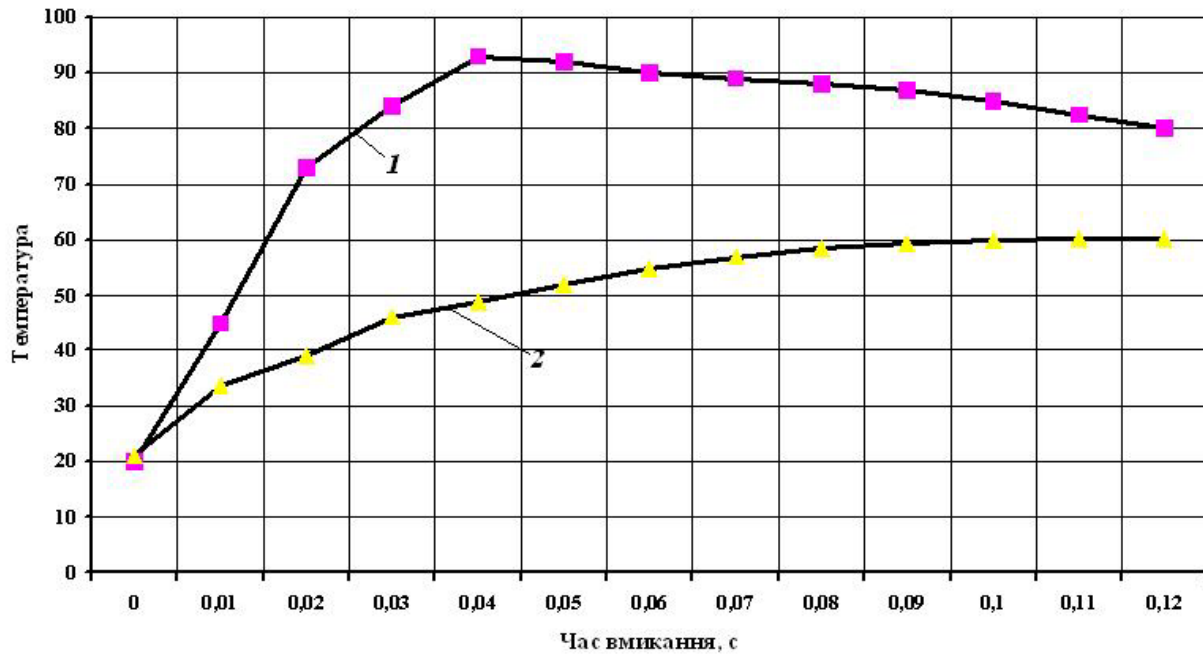


Рисунок 3 – Динаміка зміни значень моменту тертя від часу вмикання



1 – поверхнева температура; 2 – температура на глибині 7 мм

Рисунок 4 – Коливання температур у фрикційних вставках муфти вмикання

Список літератури

1. Кривошипные кузнечно-прессовые машины/ В.И. Власов, И.К. Букин-Батырев, А.Я. Борзыкин и др. – М.: Машиностроение, 1982.- 424с.
2. http://itshareware.by.ru/.../virtual_nyy_oscillograf.shtml.
3. Власов В.И. Системы включения кривошипных прессов. М.: Машиностроение, 1969.- 272с.

Б. Крышкин

Экспериментальные исследования процессов при включении муфты кривошипного пресса

В статье описаны процедура и последовательность проведения мониторинга системы включения кривошипного пресса, работающего в режиме одиночных ходов с целью разработки методики прогнозирования долговечности рабочих элементов муфты.

B.Kryshkin

Experimental researches of processes are at including of muff of crank-type press

Procedure and sequence of realization of monitoring of the system of including of crank-type press, working in the mode of single motions with the purpose of development of methodology of prognostication of longevity of working elements of muff are described in the article.

Одержано 09.03.11

УДК 621:8.031.6:621.891

В.В. Коваленко канд.техн.наук, доц., **В.В. Пукалов** канд.техн.наук, доц.,
В.З. Хіоні, ст. викл.

Кіровоградський національний технічний університет

Аналіз процесів зношування штампового інструмента при витягування деталей

Проведено експериментальне дослідження процесів зношування штампів при витягування деталей з низьковуглецевих сталей. Зроблена спроба втілити випробовану методики розроблену для машинного тертя (яка визначає види зношування) для операції обробки металів тиском. Проведене дослідження поверхонь тертя інструмента, який працює на цій операції, виявлені певні закономірності що впливають на процес зношування штампів.

витягування, зношування, кривошипний прес, види руйнування

Серед технологічних процесів обробки металів тиском усе більш широке поширення одержують процеси холодного листового штампування. Однак, незважаючи на велику кількість робіт, виконаних у цій області, явно недостатньо досліджень динаміки зношування штампового оснащення для холодного штампування, з погляду трибологічної системи «заготовка - технологічне змащення – штамп», а також її керуванням. Саме ця трибологічна система в основному й визначає стійкість штампів. Найбільш складною технологічною операцією холодного листового штампування є витягування [1]. Сили тертя, що виникають при цьому в процесі формозміни іноді досягають до 50% від зусилля деформування. Контактне тертя, при цьому, веде до появи неоднорідного деформованого стану, збільшує необхідне зусилля й роботу формозміни, скорочує термін служби робочого інструмента, впливає на структуру й властивості деформованого металу, і на якість поверхні отриманих деталей.

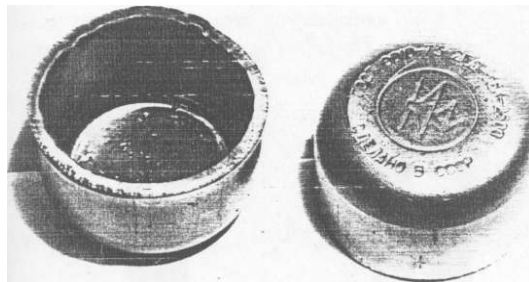


Рисунок 1 – Корпус гучномовця сталь 08КП

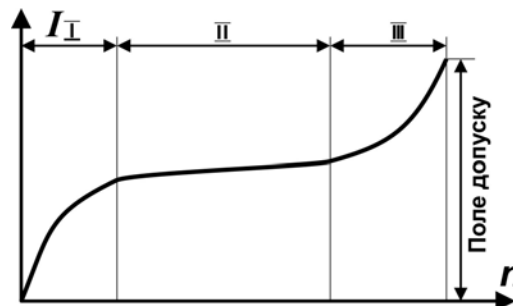


Рисунок 2 – Зношуваність штампового інструмента (I) в залежності від кількості отриманих деталей

В заводських умовах було здійснене обстеження багатьох пуансонів і матриць штампів[2], які працювали на операції витягування «корпуса гучномовця» (рис.1, $S=3$ мм, $K = 1.8$, Пресс К 2130). Проведений аналіз показує, що в середньому до 60% витяжних штампів виходить із ладу через розвиток неприпустимих процесів (схоплювання, задири на деталі або інструмента, відколи на пуансоні, поломка елементів кріплення штампів і ін.). Наприклад, іноді при витягуванні "корпуса гучномовця" штамп направлявся на перешліфовку після виготовлення 900-1000 деталей. В той же час штампи, через збільшення гранично припустимих зазорів при штампуванні, через природне зношування, відправляли на ремонт після виготовлення 10000 деталей.

Оскільки задири на інструменті, на деталі й інші причини виходу з ладу штампів звичайно є порушенням тих або інших сторін технологічного процесу, то найбільший інтерес представляє виявлення причин і взаємозв'язки поверхневої пошкоджуваності інструмента, що зазнав "нормального" зношування.

На рис.2. представлена типова залежність [3] зношування деформуючого інструмента від кількості отриманих деталей – I-Приробіток, II -Нормальне зношування, III -Пошкоджуваність.

Для визначення провідного виду зношування при операції витягуванні, нами була проведена паспортизація десятків зношених пуансонів і матриць, що працюють на цій операції. Методика паспортизації, розроблена в роботі [4] дозволяє вивчити основні групи факторів, що визначають кількісні і якісні показники зношування інструмента. В таблиці (табл.1) представлені узагальнені автором відомості про машинне тертя та тертя при обробки металів тиском, про їх співпадіння та відмінності.

Таблиця 1 - Характеристика фізико-хімічних процесів при різних видах

| №/№ | Найменування факторів | Фізико-хімічні процеси в умовах тертя | |
|-----|--|---|---|
| | | Інструмента для холодного штампування | Деталей машин |
| 1 | Сутність механо-хімічних процесів | Дифузія вільного кисню в поверхневі шари з утворенням хімічних з'єднань кисню з поверхнею інструмента | Дифузія вільного кисню в поверхневі шари з |
| 2 | Температура початку окислювальних процесів | 120 ⁰ 150 ⁰ | 200 ⁰ 250 ⁰ |
| 3 | Інтенсивність процесу зношування | Приробітка поверхні інструмента зі зміною мікрогеометрії, утворенням та руйнуванням вторинних структур, схопленням з поверхнею деталі | Постійне утворення та руйнування вторинних структур, утворення поверхонь з підвищеною твердістю, абразивне зношування |
| 4 | Фактори, які визначають інтенсивність утворення вторинних структур | Робота зношування, температур а поверхневого контакту, наявність спеціальних додатків в технологічні мастила | Навантаження на контакті тертя, температура поверхні, швидкість ковзання, присутність мастильного середовища. |

У першому розділі паспорта (табл.2) поміщені загальні відомості про характеристику технологічного процесу, металу, що зазнає витягування. Другий розділ паспорта містить дані про зовнішні причини, що впливають на процес зношування, характеризує умови роботи деталі (швидкість ковзання, змащення і т.д.). Третій розділ містить найважливіші характеристики розвитку процесу зношування досліджуваних деталей: швидкість зношування, мікрорельєф і характер зношеної поверхні, мікротвердість

В комплекс універсальних та спеціальних методів дослідження поверхонь тертя увійшли слідуючи. Мікроскопічний аналіз-оптичні металомікроскопи ИМ-7, "Neofot", профілометр-профілограф "Talysurf-4" (Англія), мікротвердомір "Shimadzu" (Японія).

Таблиця 2 – Загальні відомості про характеристику технологічного процесу

| | Загальні відомості о технологічному процесі | Витягування корпусу гучномовця |
|---|--|---|
| 1 | Устаткування Число двійних ходів Марка сталі інструмента Марка сталі деталі | Кривошипний прес К2130, зусиллям 1 Мн n=80 У8А ГОСТ1435-82 Ст.08КП ГОСТ 9035-85 |
| 2 | Характер роботи пуансона Вид тертя Характер навантаження Швидкість ковзання Мікротвердість до експлуатації Технологічне мастило | Ковзання Пульсуючий, знакоперемінний 0...0,5 м/с До 500 Мпа 20 %графіта+40% солідолу+40 %И20А |
| 3 | Характеристика зношування пуансона Мікротвердість після отримання 14000-1600 деталей Глибина слою інструмента який руйнується Температура поверхневого слою інструмента Фотографія зношуваних інструментів Мікрофотографії поверхневих шарів інструментів Зміна мікротвердості Основний вид зношування Основний вид руйнування | 12000...12800 Мпа 80...120нМ 120...150 ⁰ С Рис.3 Рис.4, 5 Рис. 6 Механохімічний, окислювальний Схоплювання, налипання метала на інструмент |

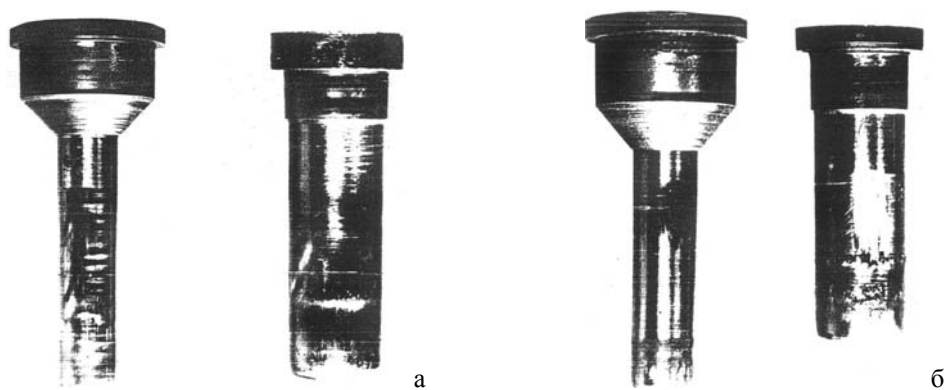


Рисунок 3 – Пуансони зі сталі У8А які працювали на операції витягування корпусу гучномовця при різних видах зношування: а- нормальне зношування; б-процес руйнування

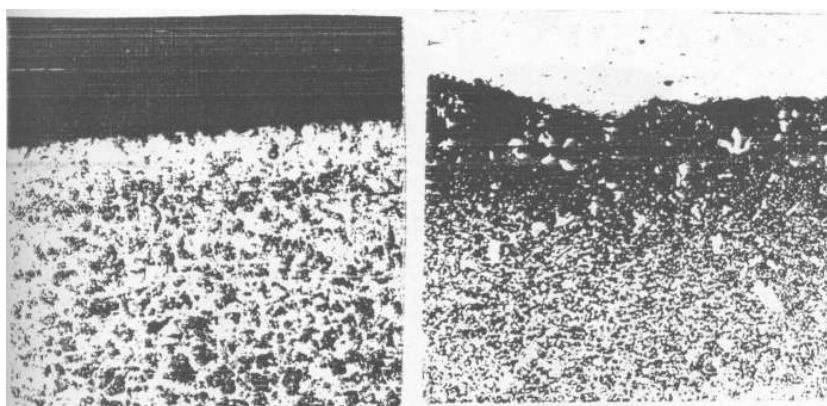


Рисунок 4 – Мікрофотографії (х200) поверхонь пуансонів зі сталі У8А ,які працювали при нормальному зношуванні

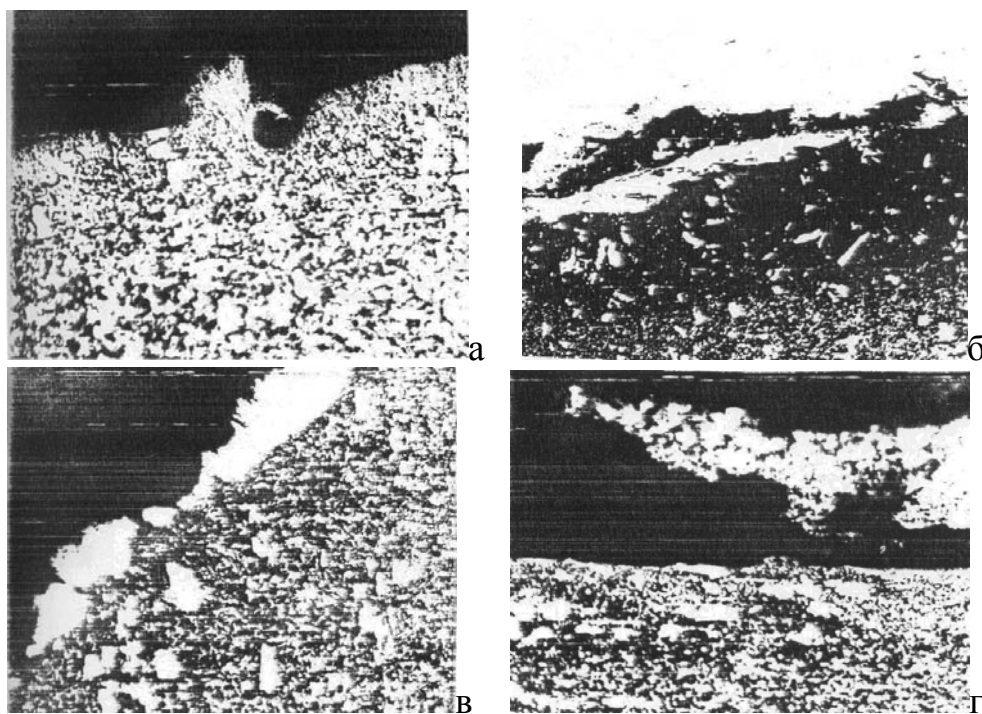


Рисунок 5 – Мікрофотографії (х200) поверхонь пуансонів зі сталі У8А, які працювали в умовах пошкоджуваності: а – задири на пуансоні; б – схоплювання; в – налипання метала заготовки; г – розпушення поверхневого шару пуансона

Вимір мікротвердості поверхневих шарів пуансонів (рис.6) здійснювалось на мікротвердомірі “Shimadzu” (Японія): 1-Окислювальне зношування; 2- Схоплювання.

При окисному механохімічному зношуванні одночасно протікає два процеси: мікропластична деформація поверхневих шарів і механохімічні реакції окиснення контактної поверхні інструмента. Умови протікання цих процесів далеко не однакові. Мікропластичні деформації найбільш істотні в момент робочого ходу, різко зменшуються при зворотному ході й зовсім відсутні в період між двома технологічними циклами. Що ж стосується процесів дифузії кисню в поверхневі шари металу, то вони протікають постійно, причому інтенсивність їх наростає зі збільшенням кількості деталей, що пояснюється поступовим збільшенням температури на контактній поверхні інструмента.

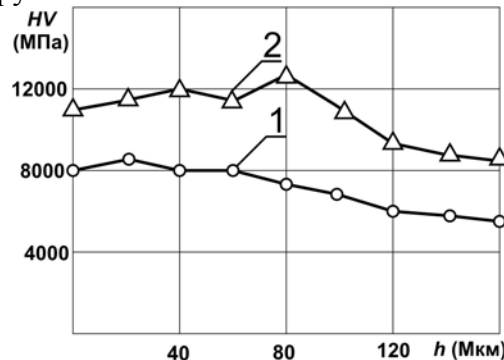


Рисунок 6 – Мікротвердість поверхневих шарів пуансона зі сталі У8А при різних видах зношування

Була здійснена успішна спроба використати методику визначення виду зношування, яку використовують при терті в машинах до обробки металів тиском при найбільш складній операції листового штампування-витягуванні. Незважаючи на корінні відмінності тертя та спрацювання в машинах та при обробці металів тиском, проведені дослідження показали, що цю методику можна з успіхом використовувати. У результаті всебічного дослідження кількісних і якісних характеристик процесу зношування цілком очевидним постає питання про вид зношування, про особливості його протікання й про передумови його усунення або зменшення.

На підставі проведеної паспортизації зношених пуансонів був зроблений висновок про провідний вид зношування - окисний. Поверхні пуансона, що працюють при окисному зношуванні мають рівномірні й невеликі зміни макроеометрії зношування рівномірно розподілені по всій поверхні. Супутнім зношуванню, в основному, є схоплювання. Поверхня деформуючого інструмента при цьому виді, зношування характеризується нерівномірними, грубими поверхнями, розмазуванням і налипанням металу на інструмент.

Список літератури

1. Коваленко В.В., В.В. Пукалов В.В., Хіоні В.З. Теоретичні дослідження енергосилових параметрів процесу витягування низьковуглецевих сталей з використанням полімерних мастил Збірник наукових праць КНТУ, №22,2009р.- С.44-47
2. Коваленко В.В., Пукалов В.В., Хіоні В.З. Експериментальне визначення енергосилових параметрів процесу витягування деталей з низьковуглецевих сталей з використанням полімерних мастил Збірник наукових праць Кіровоградського національного тех. університету /Техніка в с.г. виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація/-ВИП. 23 -Кіровоград: КНТУ, 2010р. С 164-168.
3. Трение и смазки при обработке металлов давлением. А.П. Грудев, Ю.В. Зильберг, В.Т. Тилик. Справ.изд.-М.:Металлургия,1982, С.312
4. Костецкий Б.И. Трение, смазка и износ в машинах - .К.:Техника,1970.-396 с.

В.Коваленко, В. Пукалов, В. Хіоні

Аналіз процесів зношування штампового інструмента при витягуванні деталей

Проведено экспериментальное исследование процессов изнашивания штампов при вытяжке деталей из низкоуглеродистых сталей. Сделана попытка воплотить методику, разработанную для машинного трения (которая определяет виды изнашивания) для операции обработки металлов давлением. Проведено исследование поверхностей трения инструмента, который работает на этой операции, выявленные определенные закономерности, что влияют на процесс изнашивания штампов.

V. Kovalenko, V. Pukalov, V. Khioni

Analysis of die tool wear processes of extracting parts

An experimental study of wear processes dies with an extract parts from low-carbon steels. Attempted to embody the method developed for machine friction (which determines the types of wear) for the operation of metal forming. The investigation of friction surfaces of the tool, which works on the operation, identified certain patterns that affect the wear of seals.

Одержано 10.03.11

УДК 691.9.048.4

К.В. Борак, асп.

Житомирський національний агроекологічний університет

Вплив електроерозійної обробки на хімічний склад та структуру сталі 65Г

Приведені результати лабораторних досліджень впливу електроерозійної обробки на хімічний склад та структуру сталі 65Г. З'ясовано, що результаті електроерозійної обробки сталі 65Г утворюється поверхневий шар з дрібногольчастою мартенситною структурою. Також поверхневий шар насичується хромом, нікелем, кремнієм та марганцем. В результаті досліджень запропоновано раціональний режим електроерозійної обробки.

електроерозійна обробка, хімічний склад, структура, сталь 65Г

Останнім часом все більшого розповсюдження набуває метод електроерозійної обробки металів. Електроерозійна обробка входить в сучасні технології як один з перспективних способів виготовлення і обробки деталей з важкооброблюваних матеріалів, що дозволить зменшити трудомісткість і вартість процесів виготовлення та обробки. Електроерозійна обробка полягає в зміні форми, розмірів, шорсткості і властивостей поверхні заготовок під дією електричних розрядів в результаті електричної ерозії [1]. В результаті електроерозійної обробки сплавів поверхневий шар суттєво змінює свої властивості [2]. Незважаючи на це в повному обсязі властивості даного шару не визначені.

Дослідженнями впливу електроерозійної обробки на властивості поверхневого шару після електроерозійної обробки займалися: Б.Р. Лазаренко В.Є. Авраменко, В.П. Александров, Ю.А. Гелер, Б.М. Золотих, М.М. Писаревський, Н.К. Фотєєв, М.О. Василенко та інші.

Дослідником [2] для зручності дослідження рекомендовано шар після електроерозійної обробки умовно розділити по товщині на наступні зони (рис 1):

- 1 – зона насичення елементами робочої рідини;
- 2 – зона відкладення матеріалу електрод-інструменту;
- 3 – білий шар утворений із розплавленого матеріалу заготовки;
- 4 – зона термічного впливу;
- 5 – зона пластичної деформації.

Послідовність утворення зон, їх кількість, структура і властивості в значній мірі залежать від оброблюваного матеріалу, а також від режиму обробки, робочої рідини, матеріалу електрод-інструменту та умов протікання процесу. Між зонами як правило немає чіткої різниці, а в більшості випадків вони перекривають одна одну [2].

При використанні в якості робочої рідини мінерального мастила спостерігається відкладання сажи на поверхні заготовки, крім того вуглець дифузує в поверхневий шар, утворюючи карбіди [3, 4].

Перенос матеріалу електрод-інструменту на заготовку можливо, як правило, при підключенні електрод інструменту до негативного полюсу джерела живлення (пряма полярність) в випадку електроерозійної обробки на малих між електродних зазорах. Матеріал електрод інструменту може не тільки концентруватися на поверхні заготовки, але і дифузувати в більш глибокі шари [2].

Товщина білого шару як правило залежить від величини струму та температури охолоджуючої рідини, а також від теплопровідності матеріалу заготовки. Білий шар як правило має дрібнозернисту структуру [2]. В білому шарі легко утворюються сплави компонентів матеріалу з матеріалом електрод-інструменту та елементами робочої рідини, а також карбіди і оксиди. Так дослідженнями [4] було відмічено зміну хімічного складу після електроерозійної обробки сплаву ЭИ437Б та сталі 12Х18Н9Т, незважаючи на це чіткої залежності зміни вмісту елементів в поверхневому шарі від режимних показників не спостерігалось.

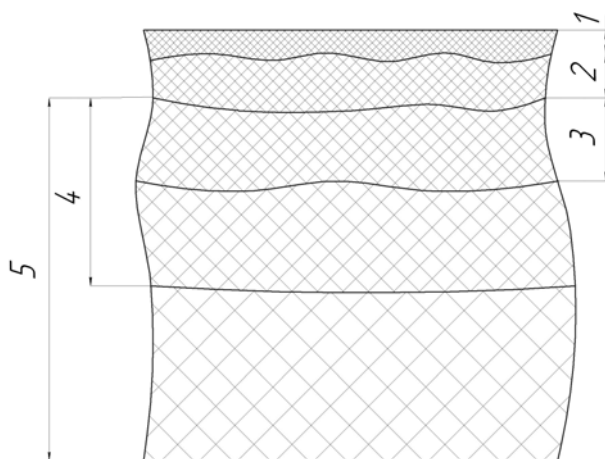


Рисунок 1 – Схематичне розташування зон поверхневого шару, після електроерозійної обробки

Після швидкого охолодження білий шар в окремих випадках має ледебуритну будову з утворенням первинних кристалів цементиту в ледебуритній основній масі. При обробці сталей в воді білий шар може мати мартенситну структуру [2].

Зона термічного впливу значно перевищує по розмірам білий шар. На структуру розплавленої зони здійснюють вплив матеріал заготовки, його початковий стан, властивості робочої рідини, а також режим обробки.

В залежності від умов протікання процесу електроерозійної обробки зона термічного впливу має загартовані ділянки з дрібнозернистою структурою, ділянки вторинного загартовування, які при обробці на грубих режимах чергуються з ділянками відпуску [5, 6].

При електроерозійній обробці на м'яких режимах ($W < 10^{-3}$ Дж) в воді послідовність розташування зон в межах термічного впливу буде наступним: мартенсит, тростито-сорбіт, відпущений метал, основний метал, при обробці в вуглецевмісних робочих рідинах: аустеніт, мартенсит тростито-сорбіт, відпущений метал, основний метал. При обробці на грубих режимах в вуглецевмісних робочих

рідинах на поверхні утворюється ледебурит, після якого розташовуються вказані вище структури.

В процесі електроерозійної обробки поверхня металу зазнає значних ударних впливів, пов'язаних з переміщенням хвилі напруги від розширення і стиснення металу при нагріванні і охолодженні оброблюваної заготовки під дією електричного розряду; від тиску газу, утвореного в результаті випаровування робочої рідини; від тиску потоку факелів, рухаючи зі швидкістю, близькою до швидкості звука; від виникаючих в процесі обробки електростатичних і електромагнітних сил, а також від протікаючих в зоні термічного впливу структурних змін та інших факторів.

Зона пластичної деформації проявляється в вигляді подрібнення зерен, утворення великих дислокацій, а також змінення параметрів кристалічної ґратки. Так І.С. Стекольников виявив суттєву зміну зерна далеко за межами одиничної лунки, а М.М. Писаревський з'ясував, що величина параметрів ґратки аустеніту рівна $3,64^\circ$ замість $3,59^\circ$, що відповідає марці сталі яку досліджували.

Метою досліджень є виявлення впливу режимних показників електроерозійної обробки на зміну хімічного складу та структуру сталі 65Г.

Визначення вмісту вуглецю в поверхні сталі після електроерозійної обробки визначали методом кулонометричного титрування [7], за допомогою експрес-аналізатора АН-7529.

Визначення вмісту сірки в поверхні сталі після електроерозійної обробки визначали методом кулонометричного титрування [8], за допомогою експрес-аналізатора АС-7932.

Визначення вмісту інших хімічних елементів виконували рентгенофлуоресцентним методом [9], за допомогою рентгенофлуоресцентного спектрометра VRA-20.

Мікроструктуру поверхні сталі після електроерозійної обробки досліджували за допомогою мікроскопу «Neophot-32».

Перед проведенням досліджень було визначено хімічний склад листової сталі 65Г. Результати представлені в табл. 1.

Таблиця 1 – Хімічний склад сталі 65Г до електроерозійної обробки

| Матеріал | Масова доля елемента, % (Fe -) | | | | | | | |
|-----------|---------------------------------|------|------|-------|-------------------------|-------|-------|-------|
| | C + 0,01 - 0,01 | Si | Mn | Cr | S + 0,004 - 0,004 | P | Cu | Ni |
| Сталь 65Г | 0,62 | 0,25 | 1,13 | 0,045 | 0,029 | 0,025 | 0,180 | 0,010 |

Зразки сталі відповідають за хімічним складом ГОСТ-14959-79 [10].

Електроерозійну обробку виконували на установці 01.10.016А (рис. 1).

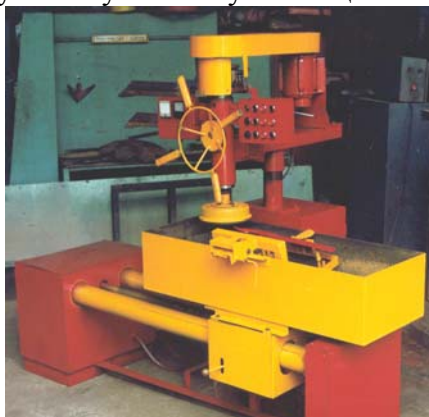


Рисунок 1 – Установка для електроерозійної обробки 01.10.016А

В процесі дослідження вивчали вплив сили струму на хімічний склад, всі інші фактори мали постійне значення. Результати дослідження представлені в табл. 2. та на рис. 2 і рис. 3.

Найбільше збільшення вмісту в сталі 65Г після електроерозійної обробки спостерігалось у марганцю Mn (з 1,13 % до 1,99% при 400А), та кремнію Si (з 0,25 до 1,99 при силі струму 400 А). При вмісті в сталях до 0,8 % марганець вважається технологічною добавкою та суттєвий вплив на властивості сталі не здійснює. В нашому випадку його вміст підвищився до 1,99 % в свою чергу це призведе до підвищення міцності, твердості, зносостійкості та зниження в'язкості. Підвищення вмісту кремнію (навіть незначне) в сталях призводить до підвищення твердості, міцності, пружності та одночасно призводить до зниження в'язкості.

Таблиця 2 – Хімічний склад поверхневого шару сталі 65Г після електроерозійної обробки

| Номер зразка | Масова доля елемента, % (Fe -) | | | | | | | |
|------------------------------|---------------------------------|------|------|-------|-------------------|-----------|-----------|-------|
| | C + - 0,01 | Si | Mn | Cr | S + - 0,004 | P | Cu | Ni |
| Зразок 1 (сила струму 200А) | 0,62 | 1,05 | 1,45 | 0,072 | 0,027 | 0,17 | 0,04 4 | 0,022 |
| Зразок 2 (сила струму 300 А) | 0,59 | 0,93 | 1,17 | 0,069 | 0,026 | <0,0 1 | 0,04 0 | 0,012 |
| Зразок 3 (сила струму 400 А) | 0,63 | 1,99 | 3,31 | 0,086 | 0,030 | <0,0 1 | 0,04 5 | 0,023 |
| Зразок 4 (сила струму 500 А) | 0,65 | 1,34 | 1,81 | 0,065 | 0,038 | 0,02 | 0,04 7 | 0,017 |

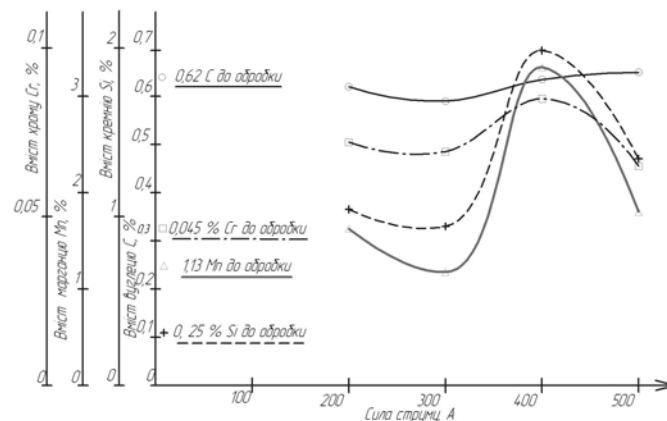


Рисунок 2 – Зміна вмісту Cr, Mn, Si, C в поверхневому шарі сталі 65Г після електроерозійної обробки

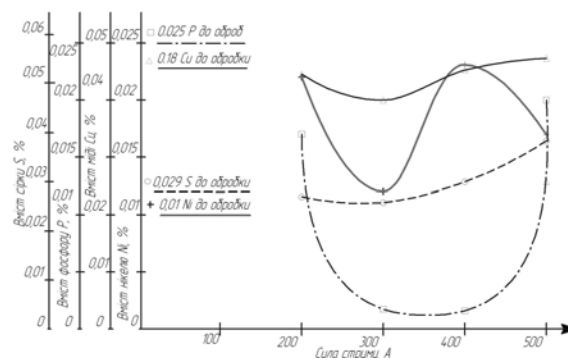


Рисунок 3 – Зміна вмісту Cu, Ni, S, P в поверхневому шарі сталі 65Г після електроерозійної обробки

До негативних наслідків електроерозійної обробки слід віднести підвищення вмісту сірки та дане насичення є не суттєвим і знаходиться в межах чинного стандарту для сталі 65Г (S до 0,035 %).

Найбільше зниження вмісту спостерігається для міді (з 0,18 % до 0,04 % при силі струму 300А), це пов'язано з тим що мідь є легкоплавким металом.

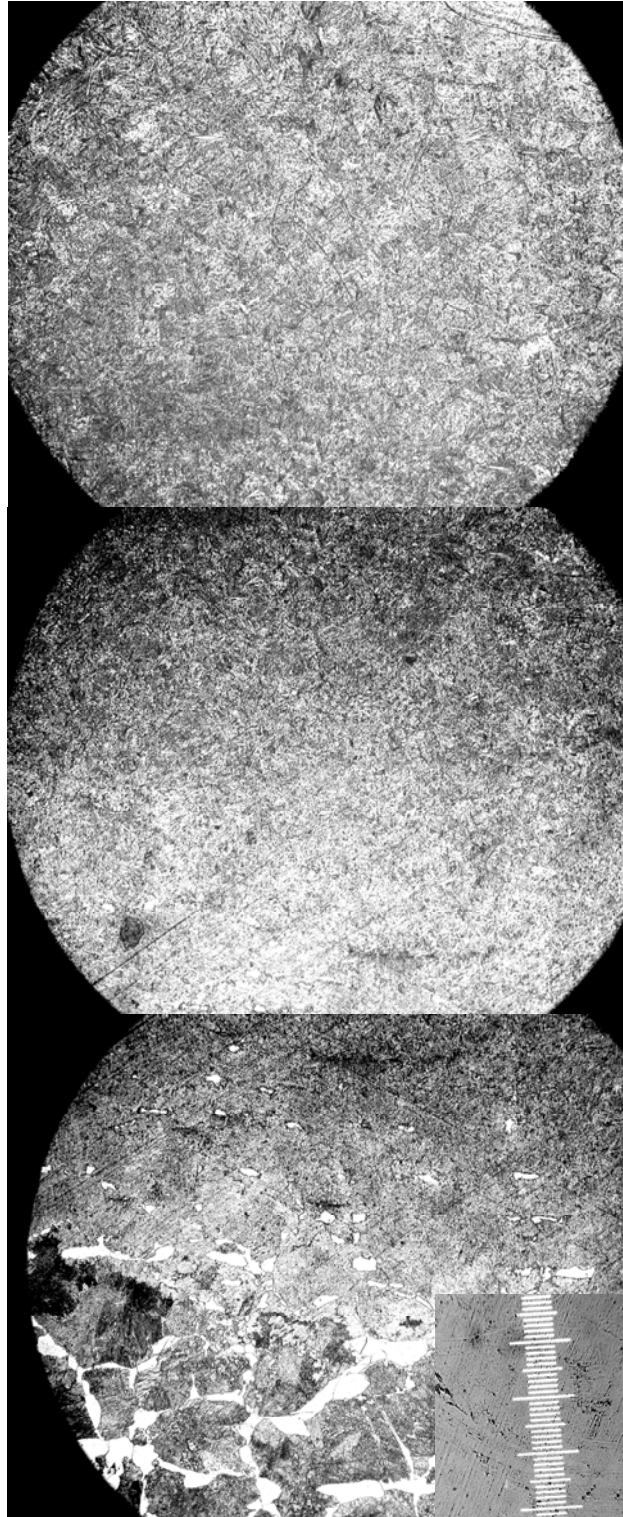


Рисунок 4 – Поперечний переріз зразка сталі 65 Г після електроерозійної обробки від обробленої поверхні до необробленої зони (сила струму 400 А, температура діелектричного середовища (води) 40 °С)

Позитивним моментом є також підвищення вмісту хрому майже в 2 рази (з 0,045 до 0,086 % при силі струму 400А), адже хром різко підвищує твердість сталі в зоні термічного впливу, утворюючи карбіди хрому, а також сприяє утворенню загартованих структур. Підвищення вмісту хрому в сталі 65Г підвищує також її міцність, в'язкість та зносостійкість.

З рис. 3 можна зробити висновок, що вміст нікелю в обробленому шарі максимально збільшився (в 2,3 рази) при силі струму в 400А. Насичення поверхні нікелем підвищує міцність, твердість, в'язкість при низьких температурах та корозійну стійкість.

Як видно з наведених графіків зміна вмісту хімічних елементів у сталі 65Г після електроерозійної обробки не має чіткої закономірності. Також можна зробити висновок, що найбільший вміст елементів які позитивно впливають на зносостійкість спостерігалось при силі струму 400А.

Враховуючи результати попередніх досліджень нами було розглянуто вплив температури робочого середовища (води), напруги та сили струму на структурні перетворення в сталі 65Г.

Дослідження структурних перетворень показали, що в результаті електроерозійної обробки утворюється зносостійкий шар з дрібногольчастою мартенситною структурою (рис. 4) незалежно від режимних показників. Це пов'язано з тим, що дослідження проводили при температурі робочого середовища (води) в межах 20-60 °С, а дана температура забезпечує охолодження обробленої поверхні зі швидкістю більшою 200°С/с, що і необхідно для утворення мартенситних структур.

При електроерозійній обробці утворюється висока міцність зчеплення легованого шару з матеріалом основи (тобто висока міцність адгезії зміцненого шару з основою).

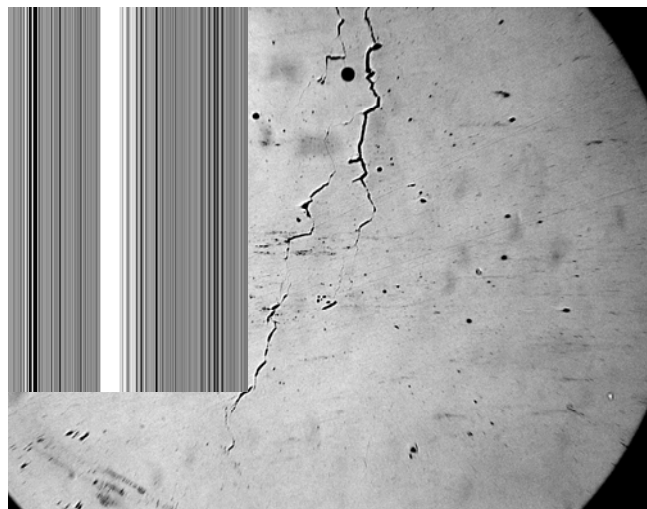


Рисунок 5 – Оброблений шар електроерозійною обробкою (сила струму 500А, температура робочої рідини 40 °С)

В результаті проведення дослідження було з'ясовано, що при силі струму 500 А (незалежно від інших факторів) по всьому об'єму обробленого шару утворюються мікротріщини (рис. 5). Це пов'язано з виникненням великих внутрішніх напружень під час протікання процесу електроерозійної обробки.

Твердість обробленого шару сталі 65 Г знаходиться в межах 58-64 HRC.

Висновки. Зміни в хімічного складу в результаті електроерозійної обробки сталі 65Г підвищує її зносостійкість, адже насичує поверхневий шар хромом, нікелем, кремнієм та марганцем.

В результаті електроерозійної обробки сталі 65Г утворюється поверхневий шар з дрібногочаастою мартенситною структурою.

Найбільш раціональним режимом електроерозійної обробки є: сила струму 400-450А, температура робочого середовища 20-60 °С, напруга 45 В.

Дослідити розподіл мікротвердості поверхневого шару після електроерозійної обробки.

Список літератури

1. ГОСТ 25331-82 Обработка электроэрозионная. Термины и определения.
2. Фотеев Н.К. Технология электроэрозионной обработки. – М.: Машиностроение, 1980 – 184 с.
3. Красюк поверхностных Б. А. на Выявление образцах строения железных протравливающих сплавов.Заводская слоев лаборатория, Т. 22. 1956, N5.
4. Александров В. П. Исследование технологических характеристик электроэрозионной обработки жаропрочных материалов. М.: Наука, 1964 – 124 с.
5. Геллер Ю. А. Инструментальные стали.4-е издание. М.: Металлургия, 1975 – 584 с.
6. Могилевский И. З., Чановая А, Металлографические исследования поверхности стали после электроискровой обработки.- В кн.: Электроискровая обработка металлов. Вып.1.М.:Изд- во АН СССР, 1957.
7. ГОСТ 12344-88 Стали легированные и высоколегированные. Методы определения углерода.
8. ГОСТ 12345-2001 (ИСО 671-82, ИСО 4935-89) - Стали легированные и высоколегированные. Методы определения серы.
9. ГОСТ 28033-89 Сталь. Метод рентгенофлуоресцентного анализа.
10. ГОСТ 14959-79 Прокат из рессорно-пружинной углеродистой и легированной стали. Технические условия.

К. Борак

Влияние электроэрозионной обработки на химический состав и структуру стали 65Г

Представлены результаты лабораторных исследований влияния электроэрозионной обработки на химический состав и структуру стали 65Г. Определено, что в результате электроэрозионной обработки стали 65Г образуется поверхностный слой с мелкоиглообразной мартенситной структурой. Также поверхностный слой насыщается хромом, никелем, кремнием, а также марганцем. В результате исследований предложено рациональный режим электроэрозионной обработки.

К. Borak

Influence of electricalerosion treatments steel 65Г became on chemical composition and structure

The resulted results of laboratory researches of influence of electricalerosion treatments are on chemical composition and structure of steel of 65Г. It is found out, that result of electricalerosion threatening of steel of 65Г a superficial layer appears from finely needle by a martensitnoy structure. Also a superficial layer is saturated a chrome, nickel, silicon and manganese. As a result of researches the offered rational mode of electricalerosion treatments.

Одержано 11.03.11

УДК 631.374:631.362:633.1

А.І. Бойко, проф., д-р техн. наук

Національний університет біоресурсів і природокористування України, м. Київ

В.М. Савченко, канд. техн. наук, В.Л. Куликівський, асп.

Житомирський національний агроекологічний університет

Підвищення довговічності та ефективності роботи гвинтових транспортерів і шнекових живильників

Розглянуті способи підвищення довговічності гвинтових транспортерів і шнекових живильників. Проаналізовано переваги та недоліки методів підвищення зносостійкості гвинтових робочих органів. Представлено класифікацію методів зміцнення робочих поверхонь гвинтів транспортерів та живильників.

гвинтовий транспортер, шнек, виток, робоча поверхня, зносостійкість, зміцнення, довговічність

Технологічний процес сільськогосподарського виробництва нерозривно пов'язаний із переміщенням великої кількості вантажів, починаючи від подачі сировини, міжопераційного транспортування, до видачі готової продукції.

Одним із шляхів підвищення ефективності робіт у тваринництві, рослинництві та в переробній промисловості є забезпечення необхідної довговічності деталей робочих органів машин. За рахунок підвищення ресурсу машин безперервної дії без гнучкого тягового органу (гвинтових транспортерів, шнекових живильників) можна знизити трудомісткість робіт, зменшити енергетичні затрати та зберегти якість продукції, що транспортується.

Проблема забезпечення необхідної надійності гвинтових транспортерів пов'язана насамперед з умовами експлуатації та матеріалами, які використовують для виготовлення, зміцнення відповідальних деталей, в тому числі і гвинтових робочих органів.

Для транспортування зернової маси використовують шнеки (живильники) з суцільним гвинтом [1]. В більшості випадків гвинти даного типу виготовляють із сталі 08кп [2] та Ст. 3 методом гарячого навивання з нагріванням заготовки до 600 – 700° і холодного – протягуванням стрічки під тиском між валками. Дані робочі органи є невід'ємною складовою більшості зерноочисних машин (зернозбиральних комбайнів).

Воронежським сільськогосподарським інститутом, з метою виявлення довговічності спіралей шнеків та механізму їх зношування, були проведені лабораторні порівняльні випробування навивок, виготовлених за різними технологіями. Дослідження показали, що після 2000 годин роботи величина зношування шнеків виготовлених холодним навиванням в 2 – 3 рази менша зношування гвинтів, виготовлених гарячим навиванням [3, 4]. Це пояснюється різницею фізико-хімічних властивостей вихідних поверхонь, що визначило в умовах проведених випробувань, різний провідний вид зношування навивок. У гвинтах, виготовлених холодним навиванням, на початковому етапі процесу зношування з'являлось окислення навколо окремих груп зерен, поверхневий шар металу піддавався мікроскопічній деформації і дифузії адсорбованого кисню. Дифузія кисню прискорювалась при терті процесом мікродеформації. Далі частинка металу насичувалась оксидами і викришувалась [3].

У шнеків, виготовлених гарячим навиванням, механізм зношування носив характер деформування виступів, зминання металу в їх основі, окислення і руйнування.

Цей процес механічного руйнування більш інтенсивний, ніж окислювальний. Крім того, внаслідок меншої твердості гарячекатані гвинти транспортерів більше піддаються абразивному впливу [4].

Метою досліджень є проведення аналізу і виявлення основних шляхів підвищення довговічності та ефективності роботи гвинтових транспортерів, шнекових живильників.

Як показує практика, підвищення довговічності шнеків досягається за рахунок зміцнення робочих поверхонь, безпосередній вплив на які здійснює підвищення зносостійкості матеріалу гвинтів. Відомо, що висока зносостійкість є результатом впровадження конструкторських і технологічних методів при виготовленні деталей з урахуванням умов їх експлуатації.

В даний час існує багато методів зміцнення поверхонь деталей машин і устаткування, що піддаються абразивному зношуванню. Широко використовують матеріали з високою твердістю – сталі карбідних класів, сталі зміцнені методами термічної обробки, а також сталі з аустенітно-карбідною структурою, в яких аустеніт нестабільний і здатний до мартенситного перетворення в процесі тертя [5, 6]. Але відомо, що чим вища твердість матеріалу, тим більша його крихкість, тому використання таких матеріалів обмежується умовами експлуатації деталей і робочих органів машин, зокрема шнекових робочих органів.

Найбільш поширеними методами відновлення робочих поверхонь, а також підвищення їх зносостійкості є різні види наплавлення. В сільськогосподарському машинобудуванні більше 90 % робіт з наплавлення виконують при індукційному нагріванні по методу НПАО РостНИИТМ [7]. Це пояснюється тим, що наплавлення твердих сплавів при нагріванні гвинтових робочих органів струмами високої частоти має ряд переваг перед іншими методами:

- висока продуктивність процесу;
- достатня якість наплавленого шару за хімічним складом, щільністю, структурною однорідністю і шорсткістю поверхні;
- можливість отримання тонких шарів наплавленого металу (до 0,3 мм).

Застосовувані для індукційного наплавлення сплави повинні мати мінімальну магнітну проникність і температуру плавлення на 150 – 200 °С нижче температури плавлення основного металу. До таких сплавів відносять сормайт № 1 у вигляді гранульованого порошку (ПГ-С27), ФБХ-6-2, псевдосплави типу ПС із високими наплавлювальними властивостями і зносостійкістю [6–9]. Псевдосплав ПС 14-80 має зносостійкість у 44 рази вищу сталі 08кп [10] з якої виготовляють серійні шнеки.

Поряд з перевагами спосіб індукційного наплавлення має також і ряд недоліків. Створюваний об'ємний термічний вплив на поверхню гвинта може викликати зниження міцності матеріалу основи. Спосіб не дає можливість зміцнювати локальні ділянки деталей, що піддаються найбільшому зношуванню, а отже геометричні параметри деталей в процесі зношування будуть змінюватись. Крім того, слід зазначити високу енергоємність індукційного наплавлення.

У зв'язку із складністю нанесення псевдосплавів на гвинтову поверхню проводять зміцнення витків шнека електродуговим наплавленням. Найчастіше витки транспортера зміцнюють електродами типу Т-590 із робочої сторони гвинтової поверхні, що дозволяє втричі підвищити їх зносостійкість у порівнянні з серійними шнеками [10].

З метою підвищення довговічності шнеків (для транспортування зерна) розроблений метод електроконтактного приварювання зносостійкої смуги на периферійну частину гвинтової поверхні. В якості зносостійкого матеріалу використовують вуглецеву стрічку У10, а також металокерамічну стрічку марки 70ХЗМ [11]. Периферію витка шнека і зносостійку смугу нагрівають в осередку деформації до пластичного стану короткими імпульсами змінного струму. В результаті

кожного із наступних термомеханічних циклів відбувається зварювання і термообробка в місцях плакування.

Однак обладнання для електроконтактного плакування повинно мати високу продуктивність і забезпечувати мінімальну деформацію.

Зношування гвинтових елементів знижує продуктивність шнеків та збільшує пошкодження матеріалу, що транспортується. Одним із можливих напрямків розв'язання проблемних питань може бути виконання різного роду покриттів робочих поверхонь гвинтів [12]. Але в багатьох випадках, внаслідок низької зчеплюваності деяких матеріалів з основою і значних конструкційних напружень, вони є малоефективними. Крім цього внаслідок нанесення покриттів виникають різні дефекти, які призводять до суттєвого зниження опору деталі втомлюваності.

Різноманіття методів зміцнення поверхонь в тому числі і гвинтових робочих органів, дає можливість одержати певний вид поверхневого шару визначеної товщини та призначення, причому ті самі способи можуть бути реалізовані при використанні різних процесів (рис. 1).

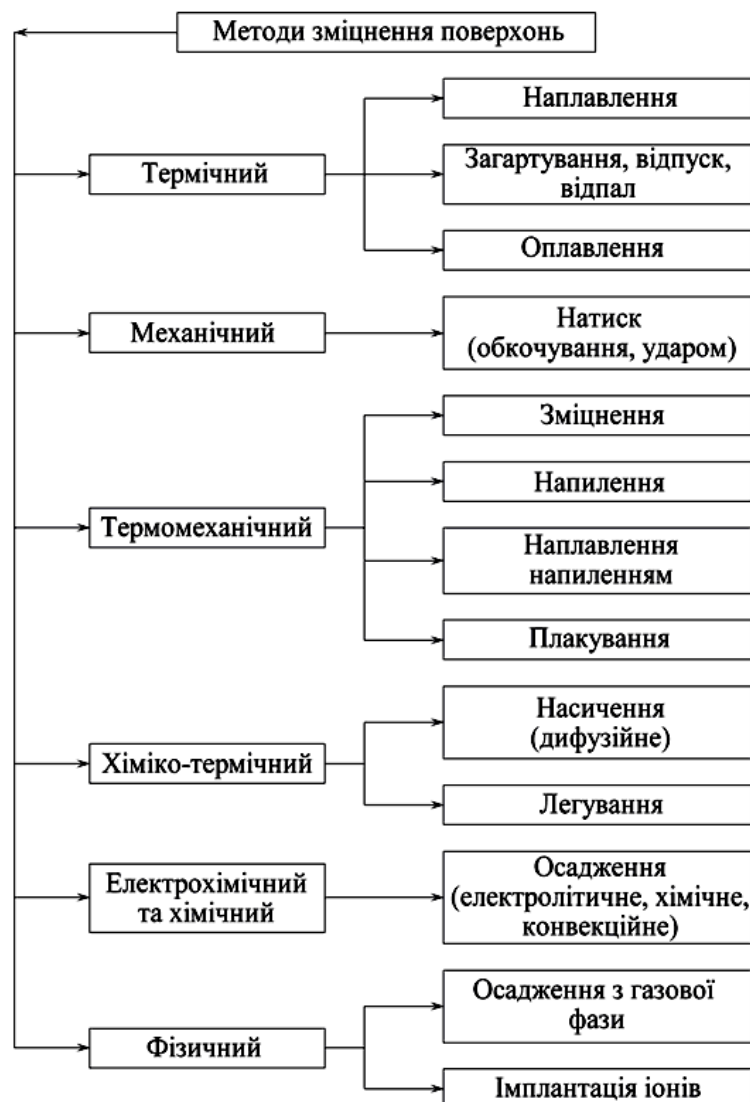


Рисунок 1 – Класифікація методів зміцнення поверхонь

Вказані твердження актуалізують питання застосування операції поверхневого пластичного деформування, зокрема додаткового зміцнення навитої стрічки, що дозволить підвищити втомну міцність орієнтовно в 1,2 – 1,4 рази (виникають залишкові напруження стискаючого типу), зменшити шорсткість поверхні, підвищити

мікротвердість на 60 – 70 %, збільшити площу фактичного контакту вигладженої поверхні в 3 – 6 раз, наприклад від шліфування. Однак на даний час теорія зміцнення гвинтових робочих органів транспортерів зерноочисних машин, одержаних з навитих заготовок є мало дослідженою.

При нанесенні покриттів, як правило, забезпечується нова якість деталі (підвищується довговічність, покращуються особливі теплофізичні властивості, набувається привабливий зовнішній вигляд). При цьому чітко теоретично не обґрунтовані обмеження на сполучення матеріалів у системі основа-покриття.

Закономірність зміни розміру товщини і діаметру витків шнека при транспортуванні зерна (зернового вороху) дозволяє вести цілеспрямовані роботи із підвищення довговічності шляхом надання додаткової зносостійкості в місцях, що піддаються інтенсивному зношуванню.

Висновки:

1. Як показав аналіз процес зношування робочої поверхні гвинта пов'язаний з фізико-механічними властивостями матеріалу, що транспортується, а також з конструктивними особливостями самого шнека.

2. Використання існуючих способів зміцнення робочих поверхонь гвинтів транспортерів дозволяє в середньому втричі підвищити їх довговічність у порівнянні з серійними.

3. При використанні методу пластичного деформування важливою умовою для вибору зміцнюючого інструменту є необхідність зменшення зусилля деформування, так як гвинтові робочі органи належать до групи деталей з низькою жорсткістю.

Подальші дослідження слід зосередити на пошуку нових, більш ефективних способів підвищення довговічності гвинтових транспортерів і шнекових живильників. Встановити вплив конструктивних параметрів зміцнених гвинтових робочих органів на показники надійності транспортерів, що дасть можливість керувати процесом їх зношування.

Список літератури

1. Зенков Р.Л. Машины непрерывного транспорта / Р.Л. Зенков, И.И. Ивашков, Л.Н. Колобов. – М.: Машиностроение, 1980. – 304 с.
2. ДСТУ 2672-94. Конвеєри гвинтові. Загальні технічні вимоги. – К.: Держстандарт України, 1994. – 10 с.
3. Кузнецов В.В. Влияние нормальной нагрузки на износ транспортирующих устройств сельскохозяйственных машин зерновым ворохом / В.В. Кузнецов // Энергетика, динамика, износ и ремонт сельскохозяйственной техники: Научные труды. – Воронеж: Изд-во ВСХИ, 1978. – Т. 99. – С. 67-70.
4. Кузнецов В.В. Исследование износостойкости навивок шнеков / В.В. Кузнецов // Совершенствование и улучшение использования сельскохозяйственной техники: Научные труды. – Воронеж: Изд-во ВСХИ, 1976. – Т. 75. – С. 46-48.
5. Ивашко В.С. Электротермическая технология нанесения защитных покрытий / В.С. Ивашко, И.Л. Куприянов, А.И. Швецов. – Минск. Наука и техника, 1996. – 375 с.
6. Чорновол М.И. Восстановление и упрочнение деталей машин с помощью новых износостойких материалов / М.И. Чорновол. – М.: АгроНИИТЭИИТО, 1990. – 64 с.
7. Ткачев В.Н. Работоспособность деталей в условиях абразивного изнашивания / В.Н. Ткачев. – М.: Машиностроение, 1995. – 336 с.
8. Кондратьев Е.Т. Восстановление наплавкой деталей сельскохозяйственных машин / Е.Т. Кондратьев, В.Е. Кондратьев. – М.: Агропромиздат, 1989. – 95 с.
9. Сидоров А.И. Восстановление деталей машин напылением и наплавкой / А.И. Сидоров. – М.: Машиностроение, 1987. – 192 с.
10. Кальбус Г.Л. К вопросу изнашивания вертикальных шнеков при транспортировании зерна и комбикормов / Г.Л. Кальбус, Л.В. Тененбаум, Т.И. Бородин // Исследование и конструирование машин для животноводства и кормопроизводства: Сборник научных трудов ВНИИ живмаш. – К.: 1976. – Вып. 2. – С. 147-151.

11. Мудрук А.С. Повышение долговечности шнеков электроконтактной приваркой износостойкой полосы / А.С. Мудрук, Т.И. Бородина, И.Е. Юдин // Исследование и конструирование машин для животноводства и кормопроизводства: Сборник научных трудов ВНИИ живмаш. – К.: 1982. – Вып. 7. – С. 82-84.
12. Тарасенко А.П. Снижение травмирования семян при уборке и послеуборочной обработке / А.П. Тарасенко. – Воронеж: ФГОУ ВПО ВГАУ, 2003. – 331 с.

А. Бойко, В. Савченко, В. Куликовский

Повышение долговечности и эффективности работы винтовых транспортеров и шнековых питателей

Рассмотрены способы повышения долговечности винтовых транспортеров и шнековых питателей. Проанализированы преимущества и недостатки повышения износостойкости винтовых рабочих органов. Представлена классификация методов упрочнения рабочих поверхностей винтов транспортеров и питателей.

A. Boiko, V. Savchenko, V. Kulikovskiy

Increase of longevity and efficiency of work of spiral conveyers and screw feeders

The methods of increase of longevity of spiral conveyers and screw feeders are considered. Advantages and lacks of methods of increase of wearproofness of spiral workings organs are analysed. Classification of methods of strengthening of workings surfaces of screws of conveyers and feeders is presented.

Одержано 11.03.11

УДК 656.7.086 (45)

О.В. Артеменко, канд. техн. наук, Т.Ф. Шмелева, доц., канд. техн. наук.

Государственная летная академия Украины

Анализ математической модели памяти человека-оператора при обработке предполетной информации

В статье приведен математический анализ теоретико-информационной модели памяти человека-оператора при обработке предполетной информации. Получены графики зависимости обработки информации от скорости ее поступления. На основании анализа предложена формализация информационной подготовки к полету в автоматизированной системе подготовки предполетной информации.

человек-оператор, теоретико-информационные модели памяти, модель памяти, количество информации, автоматизированная система подготовки предполетной информации

Одним из условий безопасного выполнения полета является тщательная подготовка экипажа воздушного судна (ЭВС) к полету. Однако анализ авиационных происшествий показал, что причиной многих из них стали ошибки, допускаемые пилотами на этапе подготовки к полету во время изучения информации [1]. Информация, необходимая для предполетного обслуживания имеет разнородный характер (карты, схемы, таблицы, текстовая и кодированная информация) и большой объем [2], поэтому в современных условиях критически важное значение приобретает умение пилотов правильно воспринять, оценить и переработать объем поступающей информации [3].

Большое значение в предполетном обслуживании имеет организация наилучших условий сбора и обработки информации на этапе планирования и обеспечения полета ВС. В общем случае это проблема обеспечения наилучших условий сбора, обработки и предоставления выборочной информации, относящейся к задаче выполнения полета. В период до второй половины XX века в большинстве случаев подразумевалось, что средства связи и управления определяются лишь телефонной, телеграфной аппаратурой или радиосредствами. Сбор и обработка информации являлась прерогативой человека. Вычислительная техника обычно считалась “обеспечивающей техникой” вместе с учебно-тренировочной, ремонтной, санитарной и т.п. техникой. Внедрение автоматизированных средств управления в корне изменили это положение. Вычислительные, информационно-логические, управляющие и моделирующие устройства – важнейшее звено в организации управления процессом сбора, обработки и хранения информации. Для оценки качества и количества информации необходимо обеспечить ее получение и обработку для последующего использования (передачи).

Для совершенствования подготовки к полету и предоставления экипажу необходимой выборочной информации предлагается использовать автоматизированную систему подготовки предполетной информации (АСППИ) [4]. Однако решение проблем, возникающих при взаимодействии человека и машины, требует количественного учета особенностей как человека, так и машины. Важной стороной этого взаимодействия является описание памяти человека, ее возможностей обработки и усвоения поступающей информации [5].

Обоснование выбора теоретико-информационной модели памяти.

Восприятие и обработка информации человеком-оператором как специфическое его свойство, проявляющееся в его трудовой деятельности, во многом определяет качественные и количественные характеристики используемых при этом различных устройств. Но до настоящего времени нет достаточно полной системы, описывающей формально как процессы обработки информации в памяти человека, так и оптимальные способы взаимодействия человека-оператора и различных устройств в системах автоматического управления.

Описание памяти человека, ее возможности обработать и усвоить поступающую информацию является важным аспектом при создании и описании человеко-машинных систем. Математическая модель, описывающая вышеуказанные процессы должна содержать описание процессов приема материала, его хранение в течении определенного времени, распознавания предметов и объектов, воспроизведения информации, использования информации в своей деятельности. Количественная оценка этих характеристик памяти основана на получении математических зависимостей между характеристиками поступающей информации (объемом, видом, скоростью поступления) и скоростью ее запоминания, длительностью хранения и т.п. Т.о., память человека – некоторая информационная система, непрерывно занятая приемом, видоизменением, хранением и извлечением информации.

Процессы приёма, обработки и хранения информации в памяти человека характеризуются такими показателями:

- максимальные скорости приёма информации человеком через различные органы чувств приведены в [6, с.23, таблица 1.1];
- максимальное быстродействие человека как передатчика информации составляет ~ 40 дв. ед., а средняя скорость выполнения человеком простых операций без предварительной тренировки – 2 дв. ед./с. [7,8];
- максимальная скорость обработки информации человеком 3...4 слов/с. [9]. При медленном чтении, ведущем к пониманию прочитанного, эта скорость составляет 2,5 слов/с. (~ 18 дв. ед./с.) [10]. Эта скорость у лётных экипажей при выполнении длительных полётов 1,41...8,3 бит/с. (при световом раздражителе), 0,44...5,27 бит/с. (при звуковом раздражителе) [11].

В [12] скорость восприятия человеком поступающих сигналов оценивается в пределах 18,2...24,4 бит/с или ~ 10 сигналов в 1 с [7].

Скорость опознавания человеком предметов на телевизионном экране в [13] оценивается величиной 30...40 бит/с. Человеческий мозг усваивает информацию со скоростью 0,2...1 бит/с., а максимальная величина скорости приёма и обработки информации составляет 50... 70 бит/с. [8].

Предлагаемая схема изучения и использования информации для подготовки к полету и принятия решения описывается как взаимодействие человека-оператора и машины.

Произведем оценку поступающей и обрабатываемой информации на основании моделей памяти. Теоретико-информационные модели памяти (ТИМП) предполагают, что возможности памяти человека-оператора по обработке информации ограничены [14]. Исследование и совершенствование моделей данного класса позволяет выяснить как:

- количество информации, обрабатываемой в памяти человека, зависит от объема и количества (скорости) поступающей информации;
- как связан темп усвоения информации с темпом поступления новой информации и количеством ранее усвоенной информации.

Исследования Приснякова-Присняковой моделей памяти дали возможность разработать теоретическую модель работы памяти человека-оператора. Однако разработанная ими модель приведена в общем виде. Авторы сравнивают имеющиеся экспериментальные данные других авторов (Сперлинга, Эбингауза) с теоретическим результатом путем подбора параметров решения основного дифференциального уравнения модели. Общих выводов и анализа предложенной математической модели авторами приведено не было.

Анализ математической модели памяти. Для решения поставленных задач предполетного информационного обслуживания, используя общее решение основного дифференциального уравнения Приснякова-Присняковой [6], необходимо провести его математический анализ. Это даст возможность выяснить соответствие модели реальной физической сущности происходящих процессов при приеме, переработке и передаче информации человеком-оператором.

Пусть в момент времени t в памяти человека-оператора (ЧО) хранится $I(t)$ единиц информации. Тогда скорость изменения количества информации в памяти:

$$\frac{d}{dt}I(t) = \Delta I \quad \text{или} \quad \frac{d}{dt}I(t) = R(t) - R_0(t), \quad (1)$$

где $R=R(t)$ – скорость получения информации («приход» информации в память в единицу времени), которая зависит от характеристик источника S (карты, формуляры, текст, таблицы и др.);

$R_0(t)$ – скорость уменьшения количества информации («расход» информации из памяти, связанный с процессом забывания информации);

$\Delta I = R(t) - R_0(t)$ – прирост количества информации в единицу времени.

Принимаем

$$R_0(t) = \frac{\mu}{T} (I(t) - I_{\infty}), \quad (2)$$

где I_{∞} – количество информации в памяти по истечении достаточно большого промежутка времени;

$\mu \leq 1$ – коэффициент забывания (в общем случае зависит от объема памяти, способа подачи информации, характеристик индивидуума);

$T = \text{const}$ – коэффициент, характеризующий соотношение между объемом

памяти (объемом уже имеющейся информации) и скоростью его изменения.

После соответствующих преобразований было получено уравнение модели памяти ЧО при восприятии и обработке предполетной информации с учетом характера информации:

$$I(t) = I_{\infty} + e^{\frac{-\mu \cdot t}{T}} \cdot \left(\int e^{\frac{\mu \cdot t}{T}} \cdot R(t) dt + C \right), \quad (3)$$

При $\tau = \frac{t}{T}$, уравнение (3) принимает вид:

$$I(\tau) = I_{\infty} + e^{-\mu \cdot \tau} \cdot \left(\int e^{\mu \cdot \tau} \cdot T \cdot R(\tau) d\tau + C \right), \quad (4)$$

где C – произвольная постоянная интегрирования, определяемая из начальных условий, при $\tau = 0, I(t = 0) = I_0$.

Рассмотрев некоторые частные случаи для оценки величин параметров μ , T и I_{∞} , I_0 при $R(\tau) = R = \text{const}$ получаем решение уравнения (4):

$$I(\tau) = I_{\infty} + \frac{R \cdot T}{\mu} + e^{-\mu \cdot \tau} \cdot \left(I_0 - I_{\infty} - \frac{R \cdot T}{\mu} \right). \quad (5)$$

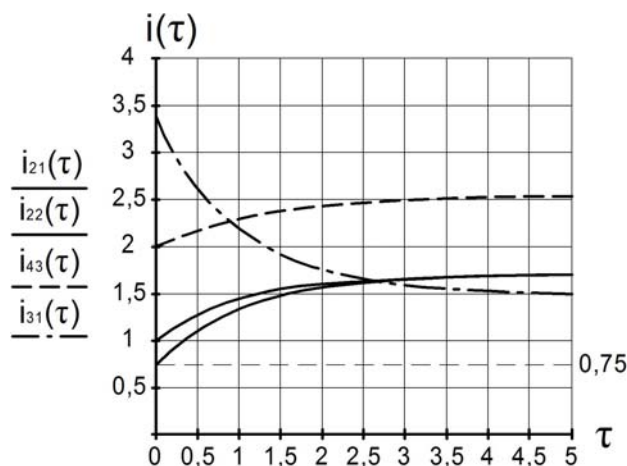
Приняв $i(\tau) = \frac{I(\tau)}{I_{\infty}}$, $p = \frac{R \cdot T}{\mu \cdot I_{\infty}}$, $i_0 = \frac{I_0}{I_{\infty}}$, (при $\tau = \frac{t}{T}$) упрощаем выражение (5) и приводим к следующему виду:

$$i(\tau) = 1 + p + e^{-\mu \cdot \tau} \cdot (i_0 - 1 - p). \quad (6)$$

Выражение (6) позволяет прогнозировать процесс накопления (или потери) информации в памяти человека в зависимости от:

- его индивидуальных особенностей, определяемых параметром p ;
- уровня первоначального количества информации, определяемого параметром i_0 ;
- скорости поступления информации $R = \text{const}$, (входящей в параметр p) и интенсивностью ее забывания (определяемой параметром μ).

Изменяя параметры модели μ , p , i_0 получим графики зависимости обработки информации памятью от скорости ее поступления (рис.1).



$$i_{21}(\tau) = 1,7 - 0,95 \cdot e^{-\tau}; \quad i_{22}(\tau) = 1,7 - 0,7 \cdot e^{-\tau}; \quad i_{31}(\tau) = 1,5 + 1,9 \cdot e^{-\tau}; \quad i_{43}(\tau) = 2,5 - 0,5 \cdot e^{-\tau}$$

Рисунок 1 – Графики зависимости обработки информации памятью от скорости ее поступления

Значения функции $i(\tau)$ при изменении параметров приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Кодировки значений функций

| $\begin{matrix} p \\ i_0 \end{matrix}$ | 0,1 | 0,7 | 1 | 2,5 |
|--|----------|----------|----------|----------|
| 0,75 | i_{11} | i_{12} | i_{13} | i_{14} |
| 1 | i_{21} | i_{22} | i_{23} | i_{24} |
| 3 | i_{31} | i_{32} | i_{33} | i_{34} |

Как видно из графиков некоторых функций $i(\tau)$ построенных на рис. 1, количество информации в памяти человека при постоянной скорости ее поступления с течением времени стабилизируется (модель учитывает как поступление новой, так и забывание уже полученной информации).

На основании вышеизложенного можно сделать вывод, что скорость усвоения информации прямо пропорциональна скорости поступления информации и пропорционально уменьшается с ростом количества ранее усвоенной информации. Коэффициенты пропорциональности зависят от информационного содержания предоставляемых материалов и обусловлены возможностями памяти человека.

Рассмотренные модели памяти показывают, что объем информации, необходимой в целях предполетного планирования, достаточно большой для восприятия. Вследствие этого задерживается обработка и правильное восприятие поступающей информации. Таким образом, теоретико-информационная модель памяти послужила теоретической основой для разработки информационной модели автоматизированной системы подготовки предполетной информации (АСППИ).

На АСППИ будет возложена функция информационной подготовки, что позволит автоматизировать информационное обеспечение полета. Информационная подготовка принятия решения связана с отбором такой информации об управляемом объекте и среде, которая позволяет достичь максимальной эффективности решения. Применительно к задаче обеспечения экипажа воздушного судна информацией, были выделены виды полетов, а также классифицирована и обобщена информация, относящаяся к конкретному виду полета [15].

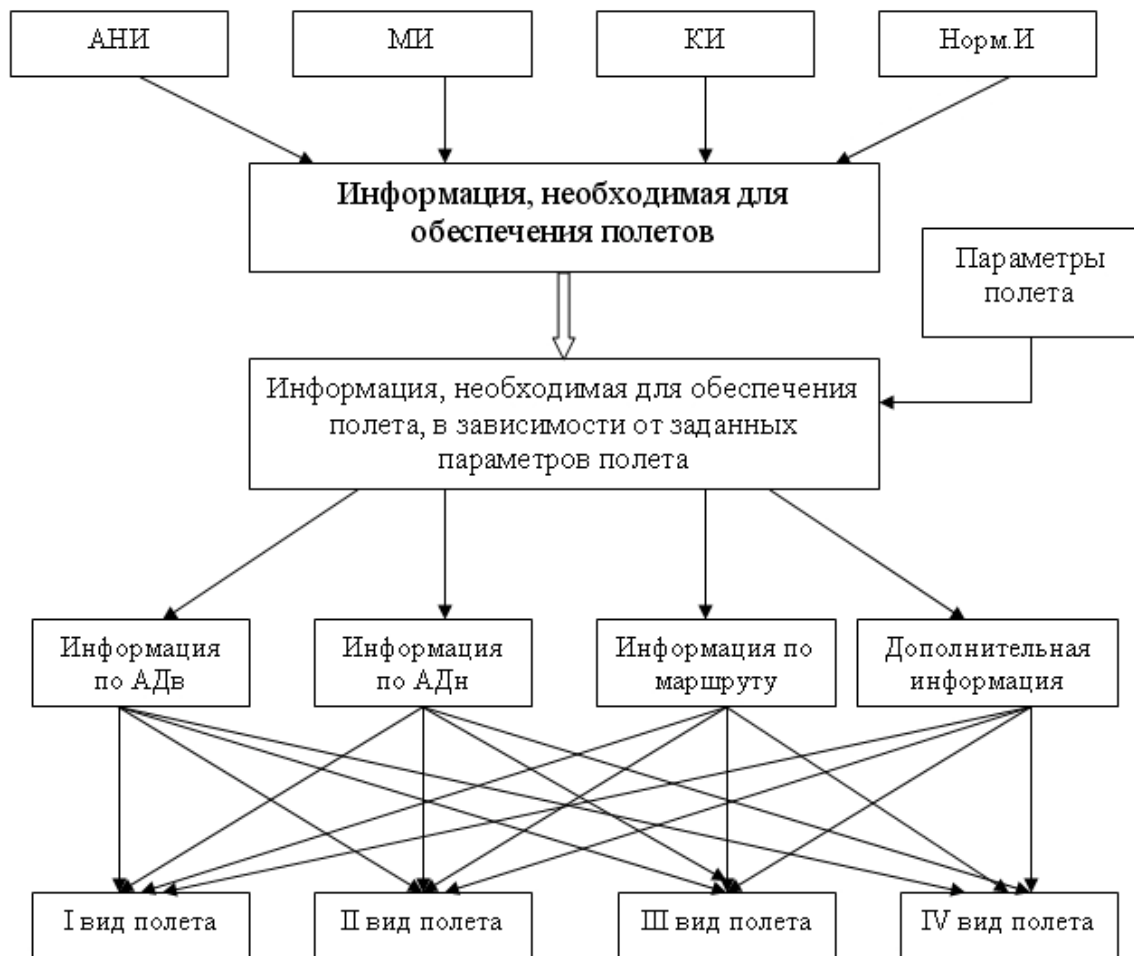
Формализация информационной подготовки позволит распознавать ситуации (виды полетов), отбирать необходимую информацию и оптимизировать условия восприятия данных.

Информационная подготовка обеспечения полета состоит из нескольких этапов (таблица 2), на каждом из которых происходит определенное распределение информационных потоков.

Таблица 2 - Этапы информационной подготовки

| Задача обеспечения полета | Этапы информационной подготовки |
|---|--|
| Подготовка информации, необходимой в целях предполетного планирования | Сбор всей информации, необходимой для обеспечения полетов |
| | Выбор всей необходимой информации для обеспечения полета в зависимости от заданных параметров полета |
| | Формирование информационных блоков: сортировка информации по аэродрому (АД) вылета, АД назначения, маршруту и другой в соответствии с заданными параметрами полета |
| | Распределение информации по видам полета |

Иерархическая схема распределения информационных потоков в АСППИ представлена на рис. 2.



АНИ – аэронавигационная информация; МИ – метеорологическая информация; КИ – картографическая информация; Норм.И – нормативная информация; АДв – аэродром вылета; АДн – аэродром назначения

Рисунок 2 – Иерархическая схема распределения информационных потоков

Выводы.

На основании вышеизложенного можно сделать вывод, что скорость усвоения информации прямо пропорциональна скорости поступления информации и пропорционально уменьшается с ростом количества ранее усвоенной информации. Коэффициенты пропорциональности зависят от информационного содержания предоставляемых материалов и обусловлены возможностями памяти человека.

Таким образом, рассмотренные модели памяти показывают, что объем информации, необходимой в целях предполетного планирования, достаточно большой для восприятия. Вследствие этого задерживается обработка и правильное восприятие поступающей информации. Это доказывает целесообразность разработки применения в предполетном обслуживании АСППИ.

Кроме этого анализ предполетного информационного обеспечения показал, что предполетная информация настолько разноплановая, что невозможно привести ее к единому виду (например, применить кодирование), к тому же в некоторых ситуациях она не является обязательной для изучения. Решение данных проблем в целях решения задач предполетного обеспечения состоит в необходимости группирования, объединения и обобщения информации и факторов.

Список литературы

- 1 Швеc В.А. Анализ состояния аварийности гражданских воздушных судов Украины за период 1998–2007 гг. Госавиадминистрация / В.А. Швеc, О.Н. Алексеев. 2008. – 83 с.
- 2 Руководство по Службам аэронавигационной информации. – Дос. 8126 ИКАО. 2006. – 459 с.
- 3 Лебедев С.Б. Основы теоретической подготовки диспетчеров по обеспечению полетов. – 2-е изд., перер. и доп. / Лебедев С.Б. Авиакомпания «Международные Авиалинии Украины». – Киев, 2005. – 796 с.
- 4 Артеменко О.В. Автоматизация подготовки предполетной информации / О.В. Артеменко Інтегровані інформаційні технології та системи (ІПТС-2005) // Матеріали науково-практичної конференції молодих учених та аспірантів. – К.: НАУ, 2005. – С. 65-68.
- 5 Егоров К.В. Аспекты инженерной деятельности / Егоров К.В. – М.: МЭИ, 1980. – 85 с.
- 6 Присняков В.Ф. Математическое моделирование переработки информации оператором человеко-машинных систем / В.Ф. Присняков, Л.М. Приснякова. – М.: Машиностроение, 1990. – 248 с.
- 7 Вудсон У. Справочник по инженерной психологии для инженеров и художников – конструкторов / Вудсон У., Кановер Д.; пер. с англ. под редакцией к.т.н. В.Ф. Венды. – М.: Мир, 1968. – 518 с.
- 8 Инженерная психология в военном деле / [под общей редакцией чл.- корр. АН СССР Б.Ф. Ломова]. – М.: Воениздат МО СССР, 1983. – 224 с.
- 9 Архангельский С.И. Учебный процесс в высшей школе, его закономерные основы и методы. Учебно - методическое пособие / Архангельский С.И. – М.: ВШ, 1980. – 380 с.
- 10 Беспалько В.П. Основы теории педагогических систем / Беспалько В.П. – Воронеж: ГУ, 1977. – 304 с.
- 11 Бондарев Э.В. Изменение скорости переработки информации у лётного состава в процессе выполнения длительных полётов / Э.В. Бондарев, Г.И. Гурвич и др. – М.: Наука, 1967. – с 82 – 85. – (В сборнике «Проблемы инженерной психологии»).
- 12 Инженерная психология / [под редакцией к.т.н. Г.К. Середы]. – К.: ВШ, 1976. – 308 с.
- 13 Меньшов А. Л. Космическая эргономика / Меньшов А. Л. – Л.: Наука, 1971. – 296 с.
- 14 Присняков В.Ф. К изучению процессов переработки информации памятью [человека] / В.Ф. Присняков, Л.М. Приснякова. – Днепропетровск: ДГУ, 1983. – с. 165 -172. – (В сборнике научных трудов «Приборы и методы автоматизации экспериментальных исследований»).
- 15 Артеменко О.В. Розробка автоматизованої системи підготовки передпольотної інформації / О.В. Артеменко, Ю.Б. Беляєв, Т.Ф. Шмельова // Науково-практичний журнал «Науково-технічна інформація». – К.: 2010. - №3. – С. 41-44.

О. Артеменко, Т. Шмельова

Аналіз математичної моделі пам'яті людини-оператора при обробці передпольотної інформації

В статті приведено математичний аналіз теоретико-інформаційної моделі пам'яті людини-оператора при обробці передпольотної інформації. Отримані графіки залежності обробки інформації від швидкості її надходження. На основі аналізу запропоновано формалізацію інформаційної підготовки до польоту в автоматизованій системі підготовки передпольотної інформації.

О. Artemenko, T. Shmeleva

The analysis of mathematical model of memory of the person-operator at processing of the preflight information

In article the mathematical analysis of teoretiko-information model of memory of the person-operator is resulted at processing of the preflight information. Schedules of dependence of processing of the information from speed of its receipt are received. On the basis of the analysis formalisation of information preparation for flight in the automated system of preparation of the preflight information is offered.

Одержано 11.03.11

УДК 631.3:621.43:62-24

В.П. Алексеев, В.А. Изюмский, доценти, кандидаты технических наук*Луганский национальный аграрный университет*

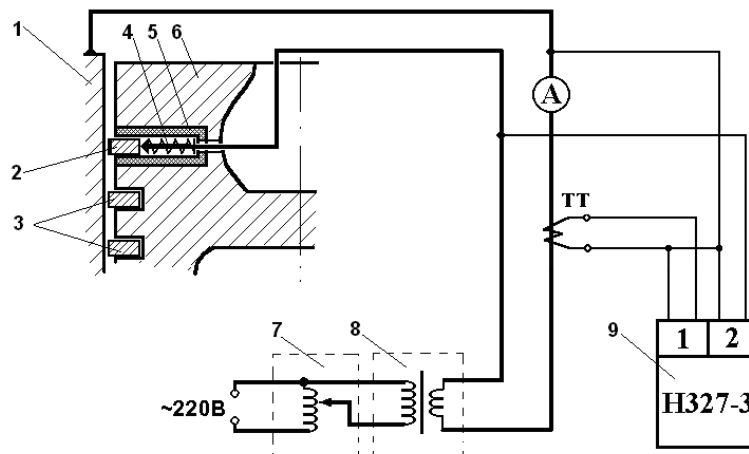
О видах смазки в сопряжении боковая поверхность кольца – зеркало цилиндра, подвергаемого эхмп(д)

Рассмотрено возникновение различных видов смазки в сопряжении поршневое кольцо – цилиндровая гильза при совместной электрохимико-механической приработке (доводке) деталей цилиндро-поршневой группы ДВС.

виды смазки, поршневое кольцо, макроприработка, цилиндро-поршневая группа, электрохимико-механическая приработка (доводка)

Как известно [1 и др.], при рабочих скоростных режимах сопряжения поршневые кольца – цилиндровая гильза работают в условиях различных видов смазки – от граничной до гидродинамической. Скорость движения кольца при электрохимико-механической приработке (доводке) (ЭХМП(Д)) значительно ниже, поэтому следует ожидать изменений условий трения сопряжённых поверхностей. С целью определения видов смазки при ЭХМП(Д) этого соединения были проведены специальные исследования [2].

Опыты проводились на одноцилиндровом отсеке двигателя 4Ч12/14. Поверхность канавки поршня покрывалась тонкой плёнкой изоляционного материала, при этом сохранялись допустимые зазоры между поверхностями канавки и кольца. Ток пропусклся через кольцо и гильзу. К кольцу источник тока подключался с помощью подпружиненного токосъёмника (рис.1). С целью сохранения условий штатной работы деталей ЦПГ на поршень устанавливались все остальные кольца.



1 – гильза цилиндра; 2 – верхнее компрессионное кольцо; 3 – нижние компрессионные кольца; 4 – подпружиненный токосъёмник; 5 – изоляционное покрытие; 6 – поршень; 7 – регулятор напряжения; 8 – понижающий трансформатор; 9 – осциллограф НЗ27-3 (1 и 2 – каналы); ТТ – трансформатор тока; А – амперметр

Рисунок 1 - Схема подвода тока к поршневому кольцу

Электролит (с 20% раствором нитрата натрия, вязкостью $\mu=0,08$ Па·с) подавался в надпоршневое пространство из ёмкости самотёком. Частота вращения коленчатого

вала составляла 120 мин^{-1} . С помощью быстродействующего самописца фиксировались сила тока, проходящего через кольцо и гильзу, и падение напряжения в контролируемом сопряжении. По этим параметрам определялось сопротивление в зазоре.

На рисунке 2 показаны диаграммы изменения силы тока и падения напряжения между боковой поверхностью кольца и зеркалом цилиндра в зависимости от угла поворота коленчатого вала.

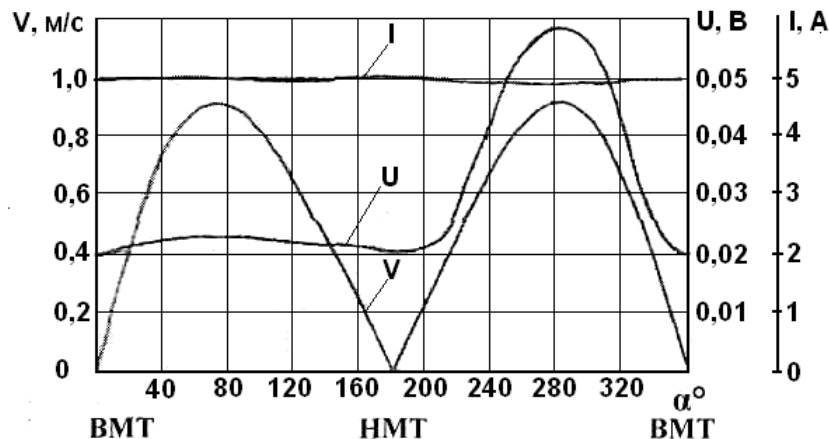
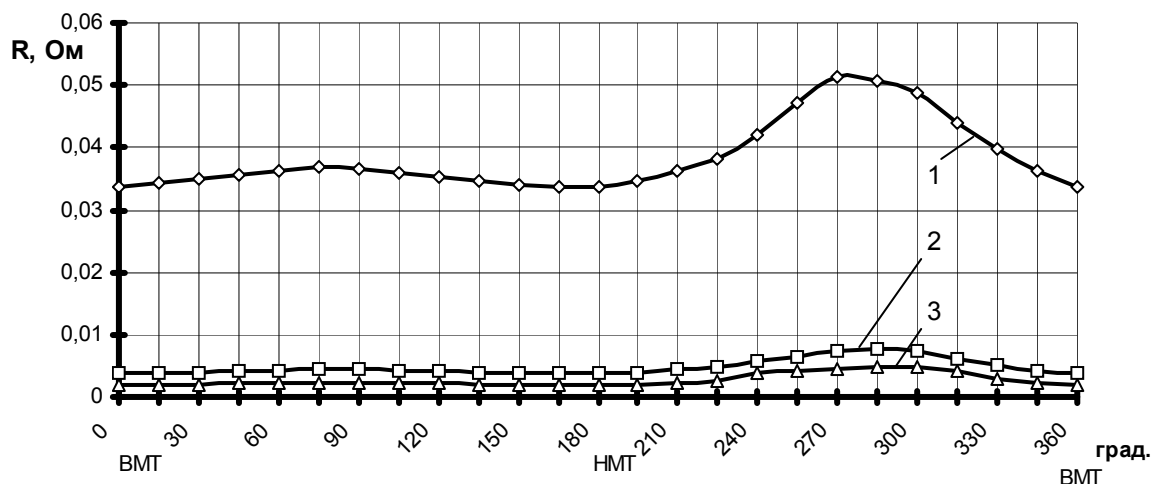


Рисунок 2 - Характер изменения падения напряжения - U , В, силы тока - I , А в сопряжении боковая поверхность кольца – зеркало цилиндра и скорость движения поршня - V , м/с в зависимости от угла поворота коленчатого вала α

На диаграммах обозначились два максимума падения напряжения (рис. 2) и сопротивления (рис. 3). Оба указанные экстремума находились в зоне максимальных скоростей движения поршня, как при движении вниз – от ВМТ к НМТ так и вверх – от НМТ к ВМТ. Причём, при движении вверх падение напряжения и сопротивление выше.



Параметр шероховатости гильзы R_{max} , мкм: 1 – 3,2 мкм; 2 – 2,1 мкм; 3 – 1,4 мкм.

Рисунок 3 - Сопротивление слоя электролита в сопряжении боковая поверхность кольца – зеркало цилиндра в зависимости от угла поворота коленчатого вала α

Установленные особенности свидетельствуют о том, что при относительном перемещении трущихся поверхностей они разделяются слоем электролита. Разные величины как падения напряжения, так и сопротивления являются следствием различных толщин разделительного слоя. При движении кольца вверх толщина

разделительного слоя в зоне высоких скоростей больше, чем в тех же зонах при движении вниз.

Это явление логично объясняется тем, что при движении поршня вверх кольцо «набегает» на столб электролита, находящегося в надпоршневом пространстве, тем самым обеспечивая его расклинивающее действие.

При обратном движении кольцо отрывается от столба электролита, а оставшееся на поверхностях его количество от предыдущего хода обеспечивает меньшую толщину разделительного слоя.

При наибольшем сопротивлении (рис. 3) (наибольшей толщине разделительного слоя) критерий Зоммерфельда $Sm = \mu \cdot V / \rho \cdot b$ составляет величину $1,13 \cdot 10^{-4}$. На основании этого можно сделать заключение, что процесс протекает при гидродинамической смазке. Равенство сопротивлений слоёв электролита – максимального при движении поршня от ВМТ к НМТ и соответствующего $V \approx 0,35$ м/с при движении от НМТ к ВМТ – позволяет утверждать, что их толщины одинаковы и, следовательно, одинаков вид смазки. При таких условиях трения вид смазки близок к гидродинамическому ($Sm = 4,7 \cdot 10^{-5}$).

Толщина разделительного слоя может быть определена по формуле: $h = b \sqrt{\mu \cdot V / \rho}$ [3]. В соответствии с формулой наибольшая величина h должна иметь место при максимальном значении скорости поршня и $h=0$ при $V=0$, т.е. в мёртвых точках. Вычисленное при V_{\max} $h_{\max}=1,8$ мкм.

Из рисунка 3 видно, что ни при одном значении угла поворота коленчатого вала α сопротивление слоя электролита между боковой поверхностью кольца и зеркалом цилиндра не было равно нулю. Конечно, можно допустить, что погрешность вносится столбом электролита над кольцом при движении поршня вверх от НМТ и наличием электролита в зазоре между поршневой канавкой и торцевой поверхностью кольца. Но, судя по разнице сопротивлений диаграмм 1 и 2 или 3, основная причина не сводится только к указанным погрешностям.

Обращает на себя внимание влияние шероховатости внутренней поверхности гильзы на величину сопротивления исследуемого сопряжения: чем больше параметр R_{\max} , тем выше сопротивление. В этом плане особенно выделяется диаграмма 1, полученная при наибольшей шероховатости зеркала цилиндра – с $R_{\max}=3,2$ мкм. Рассчитанные по сопротивлению толщины разделительного слоя ($\chi=0,1$ Ом·м⁻¹, диаметр кольца – 0,12 м, высота кольца – 0,003 м) составили: при движении поршня вверх и $V_{\max}=0,93$ м/с – $h=5,7$ мкм, а при $V=0$ (в мёртвых точках) – $h=3,7$ мкм. Эти результаты свидетельствуют о том, что в течение 5 минут длительности опыта между исследуемыми трущимися поверхностями присутствовал разделительный слой на всём пути движения поршня. Такой вывод согласуется с результатами исследований Семёнова В.С. [1].

Снижение шероховатости гильзы принципиальную картину описанного не меняло, но вызывало уменьшение сопротивления в зазоре и, следовательно, толщину разделительного слоя. При $R_{\max} = 2,1$ мкм рассчитанное значение h_{\max} составляло $\approx 0,9$ мкм, а при $R_{\max} = 1,4$ мкм – $h_{\max} \approx 0,6$ мкм. В мёртвых точках ($V=0$) расчётные величины минимальных разделительных слоёв составляли соответственно $\approx 0,4$ и $\approx 0,2$ мкм. Полученные значения h не совпадают с результатами, вычисленными по вышеприведенной формуле. Столь малые сопротивления, по которым рассчитывались значения h могут быть следствием малых величин фактической площади контакта, например при переходном режиме смазки, возникновению которого может способствовать и повышенное – в 1,5 – 2 раза [4, 5] – давление кольца в районе замка.

Выводы

1. При исследуемой пятиминутной длительности ЭХМП(Д) боковая поверхность кольца и поверхность зеркала цилиндра разделяются слоем электролита с

обеспечением гидродинамической (при наибольших скоростях) или полужидкостной смазки.

2. Повышение шероховатости гильзы увеличивает толщину разделительного слоя.

3. Полученные результаты свидетельствуют о том, что макроприработка сопряжения кольцо – цилиндрическая гильза осуществляется, в основном, за счёт электрохимического растворения материалов трущихся поверхностей.

Список литературы

1. Семенов В.С. Режим смазки пары трения поршневое кольцо - цилиндрическая втулка ДВС // Двигателестроение. - 1991. - №10-11. - С. 19-23.
2. Алексеев В.П., Замота Т.Н., Изюмский В.А. Особенности процесса электрохимико-механической приработки(доводки) цилиндро-поршневой группы автотракторных двигателей // 36. наук. пр. Луганського державного аграрного університету. Технічні науки.-Луганськ, №4(10).-1999.- С.10-18.
3. Усов П.П. Теория гидродинамической смазки шероховатых поверхностей // Трение и износ.- 1986.-т.7. - №2. - С. 214-222.
4. Гинцбург Б.Я. Теория поршневого кольца. - М: Машиностроение, 1979.- 271 с.
5. Молдаванов В.П. Поршневые кольца ДВС. - М.: Россельхозиздат, 1985.- 158 с.

В. Алексеев, В. Изюмский

Про види мащення в сполученні бічна поверхня кільця – дзеркало циліндра, що піддається ЕХМП(Д)

Розглянуто виникнення різних видів мащення в сполученні поршневе кільце – циліндрова гільза при сумісному електрохіміко-механічному припрацюванні (доведенні) деталей циліндро-поршневої групи ДВЗ.

V. Alekseev, V. Izyumskiy

About the types of greasing in an interface a lateral surface of ring is a mirror of cylinder, subjected ECMR(G)

The origin of different types of greasing is considered in an interface a piston-ring is a cylinder shell at the joint electrochemical-mechanical running (grinding in) of details of cylinder-piston group DVS.

Одержано 11.03.11

УДК 621.735.5

**В.П.Пукалов, В.В. Пукалов, доц., канд.техн наук, Ф.И. Златопольский, проф.,
канд. техн. наук**

Кировоградский национальный технический университет.

Влияние контактного трения и начальных размеров на неравномерность деформации металла при осадке сплошных осесимметричных тел

Приведены результаты исследования влияния контактного трения и начальных размеров образцов на неравномерность деформации металла при осадке сплошных осесимметричных тел. Результаты могут быть использованы в расчетах технологических процессов горячей штамповки и в учебном процессе

неравномерность деформации, осесимметричное тело, осадка, контактное трение, форма заготовки

Неравномерность деформации металла при осадке между плоскими шероховатыми плитами зависит от химической, физической и структурной однородности, что особенно сильно сказывается при деформации литого металла, неравномерного нагрева заготовок и ряда других факторов.

В данной работе приведены результаты исследования влияния контактного трения на неравномерность деформации металла при осадке сплошных осесимметричных тел.

Работа выполнена на гидропрессе с использованием свинцовых образцов с начальным размерам: диаметр – $d_0 = 30\text{мм}$, высота – $h_0 = 30; 40$ и 60мм . Всего было три группы образцов с различными соотношениями $d_0/h_0 = 1,0; 0,75$; и $0,5$ (таблица 1). Образцы осаживали между плоскими шероховатыми плитами с различными значениями коэффициента контактного трения. Для точного фиксирования обжатия образцов использовали мерные плиты – упоры. Поверхность осадочных плит очистили ацетоном от смазки и загрязнения.

Влияние контактного трения на неоднородность деформации изучали при условии неизменности остальных факторов влияющих на указанный параметр. Последнее достигается постановкой опытов на одинаковых цилиндрических образцах с одинаковыми соотношением начальных размеров d_0/h_0 , с постоянной степенью деформации, скорости деформирования металла и других показателей.

На торцевые поверхности образцов наносили концентрические окружности диаметром: $D = 25; 20; 15$ и 10мм .

Изменение коэффициента трения f на границе контакта металла с инструментом достигается применением осадочных плит с различным состоянием поверхности:

- поверхность чистая без смазки, $f = 0,28$;
- поверхность смазанная машинным маслом, $f = 0,10$;
- поверхность натерта канифолью, $f = 0,50$.

Форму исходных заготовок количественно оценивали отношением площади контактной поверхности F_k к площади свободной от контакта S :

$$\frac{F_k}{S} = \frac{2\pi \left(\frac{d_0}{2}\right)^2}{\pi \cdot d_0 \cdot h_0} \quad (1)$$

или

$$\frac{F_k}{S} = \frac{d_0}{h_0}. \quad (2)$$

Очевидно, что с уменьшением высоты заготовки отношение F_k/S увеличивается, так как d_0/h_0 возрастает и наоборот, с увеличением высоты образца влияние контактной поверхности, следовательно, и сил трения падает, т.е. чем меньше F_k/S или d_0/h_0 , тем равномернее деформация.

Влияние контактного трения на неоднородность течения металла количественно оценивали величиной бочкообразности $C = d_3 - d_2$ и радиальными перемещениями u_{p1} , u_{p2} , u_{p3} (рис. 1).

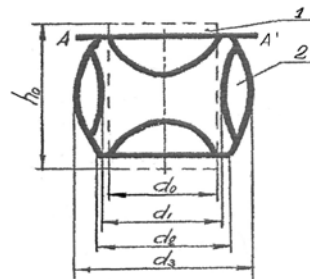


Рисунок 1 – Заготовка до (1) и после (2) осадки

Тут $u_{p1} = (d_0 - d_1)/2$ – радиальное перемещение за счет скольжения металла по поверхности осаживаемой заготовки;

$u_{p2} = (d_2 - d_1)/2$ – часть радиального перемещения за счет перехода металла с боковой грани на контактную поверхность;

$u_{p3} = (d_3 - d_1)/2$ – часть радиального перемещения за счет бочкообразования.

Здесь d_0 , d_1 , d_2 , d_3 – диаметры зон заготовок, соответственно: начальной, скольжения, максимальной.

Результаты исследования, приведены в таблице 1 и представленные на рис.2 – 4.

Таблица 1 – Исходные и экспериментальные данные

| Номер | | $\frac{d_0}{h_0}$ | d_1 | d_2 | d_3 | C | u_{p1} | u_{p2} | u_{p3} | f |
|--------|---------|-------------------|-------|-------|-------|-----|----------|----------|----------|------|
| группы | образца | $\frac{d_0}{h_0}$ | мм | | | | | | | |
| I | 1 | 1,0 | 33 | 37,8 | 40,5 | 2,7 | 1,5 | 2,40 | 3,75 | 0,28 |
| | 2 | 0,75 | 28,6 | 39 | 43,7 | 4,7 | 0,7 | 5,20 | 7,55 | |
| | 3 | 0,5 | 28,4 | 38,3 | 45 | 6,7 | 0,8 | 4,95 | 8,30 | |
| II | 1 | 1,0 | 33 | 38,7 | 42,4 | 3,7 | 1,5 | 2,85 | 4,70 | 0,50 |
| | 2 | 0,75 | 31,5 | 38,2 | 42,3 | 4,3 | 1,75 | 3,35 | 5,40 | |
| | 3 | 0,5 | 35,3 | 39,6 | 43,5 | 3,9 | 2,65 | 2,15 | 4,10 | |
| III | 1 | 1 | 32,5 | 40 | 41,8 | 1,8 | 2,75 | 2,25 | 3,65 | 0,10 |
| | 2 | 0,75 | 30,3 | 39,8 | 43,3 | 3,5 | 1,5 | 4,75 | 6,50 | |
| | 3 | 0,5 | 33,3 | 40,8 | 44,5 | 3,7 | 6,5 | 3,75 | 5,60 | |

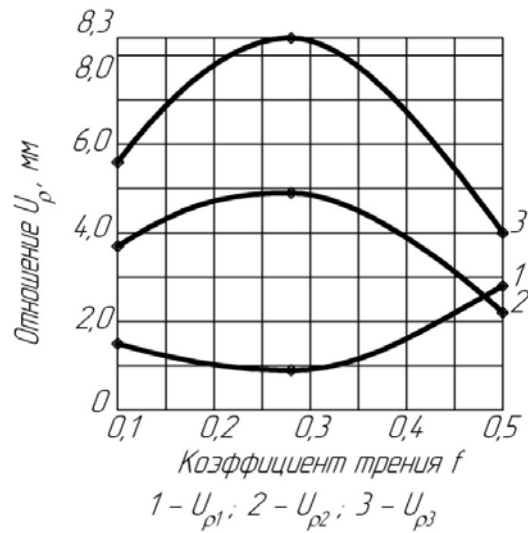


Рисунок 2 – Влияние коэффициента трения на неравномерность деформации металла при $d_0/h_0 = 0,5$

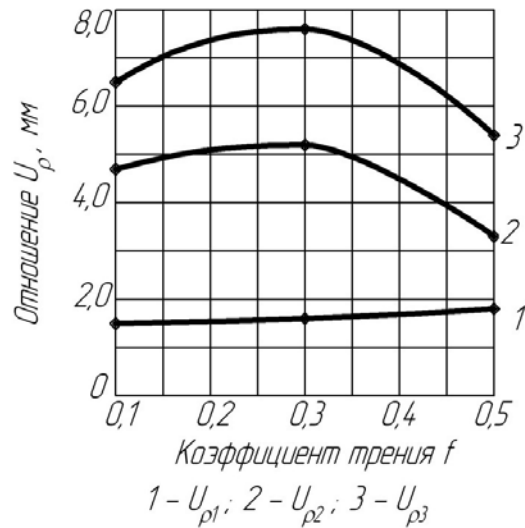


Рисунок 3 – Влияние коэффициента трения на неравномерность деформации металла при $d_0/h_0 = 0,75$

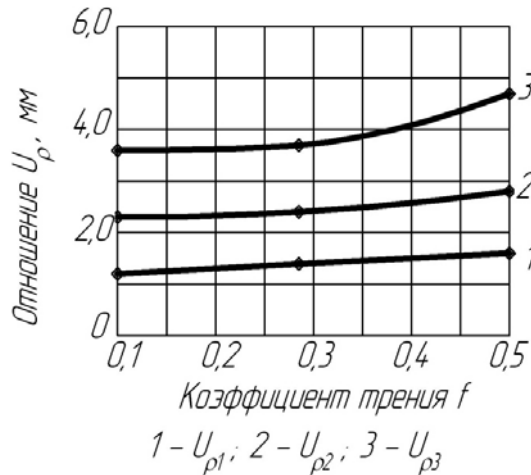
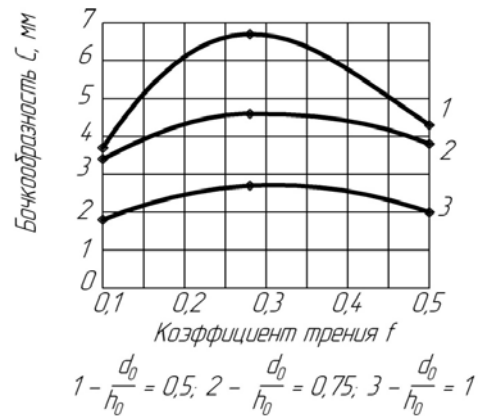


Рисунок 4 – Влияние коэффициента трения на неравномерность деформации металла при $d_0/h_0 = 1$

Рисунок 5 – Зависимость бочкообразности S от коэффициента трения**Выводы**

Анализ полученных данных показывает, что с увеличением коэффициента трения при различных значениях d_0/h_0 , т.е. независимо от исходных размеров образцов:

1. Радиальное перемещение u_{p1} , u_{p2} , u_{p3} вначале возрастают, достигая максимального значения при коэффициенте трения $f = 0,28$, а затем уменьшаются при значениях $d_0/h_0 = 0,50$ и $0,75$. Для значений $d_0/h_0 = 1$ указанные параметры непрерывно возрастают с увеличением коэффициента контактного трения.

2. При любых численных значениях коэффициента трения f и параметра формы заготовки d_0/h_0 , соблюдается неравенство:

$$u_{p1} > u_{p2} > u_{p3}.$$

Список литературы

1. Громов Н.П. Теория обработки металлов давлением. – М.: Металлургия, 1978.
2. Сторожев М.В., Попов Е.А. Теория обработки металлов давлением. – М.: Машиностроение, 1977. – 423с.
3. Громов Н.П. Теория обработки металлов давлением. – М.: Металлургия, 1987. – 360с.
4. Гун Г.Я. Теоретические основы обработки металлов давлением. – М.: Металлургия, 1980. – 450с.
5. Полухин П.И., Горелик С.С., Воронцов В.К. Физические основы пластической деформации. – М.: Металлургия, 1982. – 584с.

В. Пукалов, В. Пукалов, Ф. Златопольський

Вплив контактної тертя та початкових розмірів на нерівномірність деформації металу при осадці суцільних тіл

Наведені результати дослідження впливу контактної тертя та початкових розмірів зразків на нерівномірність деформації металу при осадці суцільних вісесиметричних тіл. Результати можуть бути використані в розрахунках технологічних процесів гарячої штамповки та в навчальному процесі

V. Pukalov, V. Pukalov, F. Zlatopolsky

Influence of contact friction and the initial sizes on non-uniformity of deformation of metal at a deposit solid axisymmetric bodies

Results of research of influence of contact friction are resulted and the initial sizes of samples on non-uniformity of deformation of metal at a deposit solid axisymmetric bodies. Results can be used in calculations of technological processes of hot punching and in educational process

Одержано 12.03.11

УДК 631.363.023

Р.В. Кісільов, інж.

Кіровоградський національний технічний університет

Теоретичні дослідження процесу змішування кормів стрічково-лопатеvim змішувачем

В статті проведений аналіз роботи і теоретичних досліджень традиційних конструкцій змішувачів кормів, визначені напрямки вдосконалення процесу змішування та запропонована нова конструкція стрічково-лопатевого змішувача, принцип роботи якого пояснюється технологічними і розрахунковими схемами. Теоретично обґрунтовані кінематичні параметри і визначені енергетичні витрати.

змішувач кормів, корми, тваринництво, кормоцех, лопатева мішалка, кормосуміш, зоотехнічні вимоги

Актуальність проблеми. Останнім часом ефективність виробництва продукції тваринництва в Україні знижується. Це обумовлено в першу чергу незадовільним станом кормової бази, недостатньою забезпеченістю тваринництва кормами, низькою їх якістю та порушенням вимог технології підготовки кормів до згодовування і призводить до того, що генетичний потенціал тварин реалізується лише на 40...60 %, [1].

Сучасне ведення тваринництва, підвищені вимоги до якості кормів та головні напрямки завдань національної програми відтворення тваринництва в Україні, передбачають застосування інтенсивних повносистемних технологій виробництва продукції скотарства шляхом впровадження комплексної механізації і автоматизації виробничих процесів на фермах, надійного і збалансованого годування тварин кормами з поєднанням і використанням економічно ефективних механізованих технологій переробки кормів і приготування повнораціонних та збалансованих кормосумішей з різних кормів і поживних компонентів в кормоцехах [1, 2, 3].

Вітчизняний і зарубіжний досвід використання кормоцехів для приготування кормових сумішей свідчить про підвищення продуктивності тварин на 20...25% і зменшує витрати кормів на 15...20% [1, 3].

Постановка проблеми і аналіз досліджень та публікацій. В системі використання механізованих кормоцехів підвищення ефективності і якості приготування повнораціонних сумішей та вдосконалення традиційних технологій і процесів змішування різноманітних кормів, поживних компонентів та мікро- і макродобавок в змішувачах має науковий і практичний інтерес.

Для вирішення цієї проблеми проводяться фундаментальні та прикладні дослідження в різних галузях народного господарства. Змішування кормів виконується великою кількістю змішувачів, які відрізняються як різноманітним конструктивним виконанням так і різною взаємодією робочих органів з сировиною (рис. 1). Вивчення й узагальнюючий аналіз застосування механізованих стаціонарних і пересувних кормоцехів для змішування малосипучих і несипучих кормів показав, що найбільш широко використовується шнекові, стрічкові, гвинтові, лопатеві і комбіновані мішалки з різною конструкцією та організацією технологічного процесу і кінематикою роботи, але вони не забезпечують встановлені технологічні і зоотехнічні вимоги якості приготування кормосуміші та надійності технологічного процесу, мають велику енергомісткість і металоємність та низьку продуктивність. Крім того, до цього часу,

необґрунтовані раціональні конструктивні і кінематичні параметри їх робочих органів, режими та показники якості роботи традиційних змішувачів кормів [4].

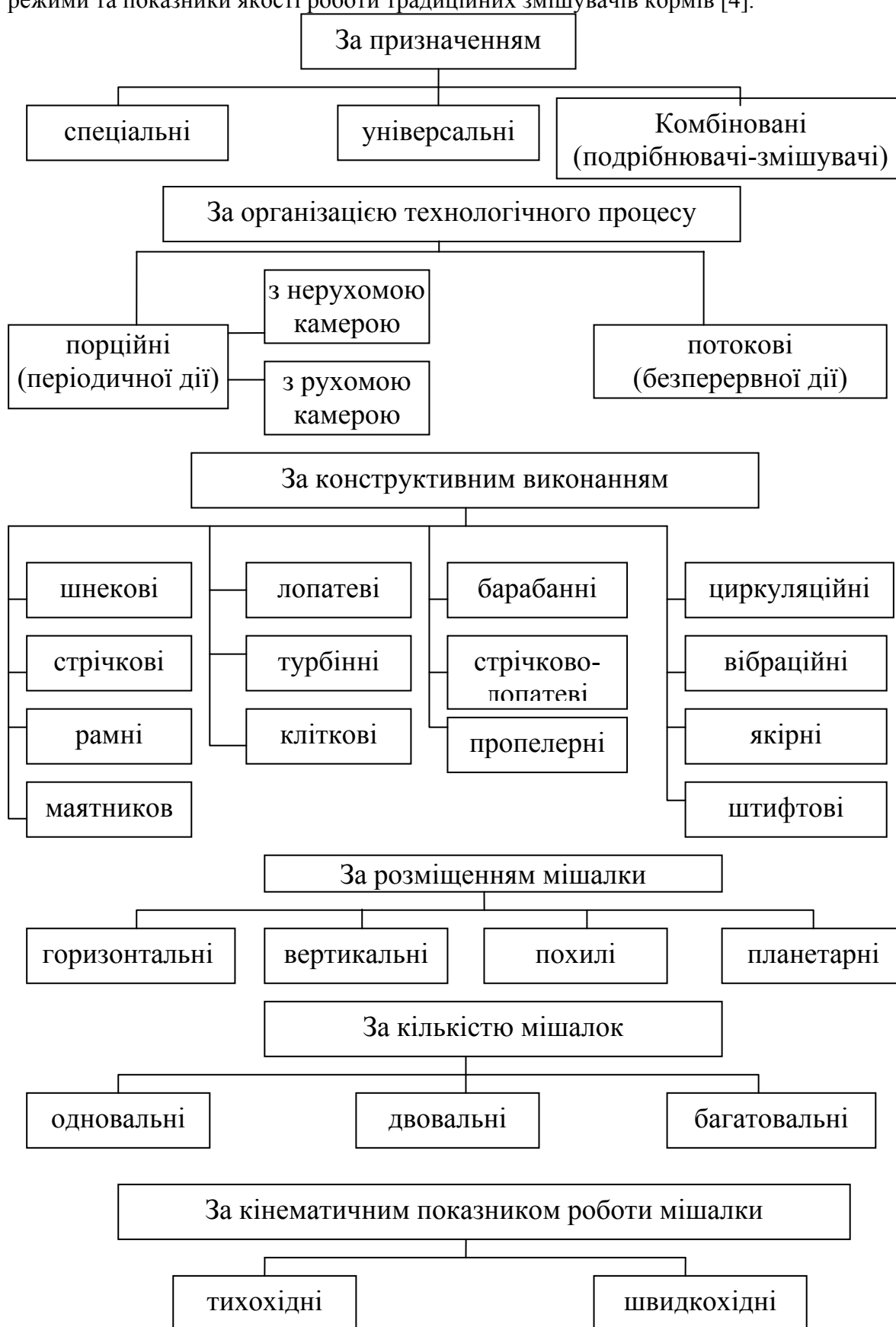


Рисунок 1 – Класифікація змішувачів кормів

Провідну роль у дослідженні процесу змішування кормів та технології приготування кормових сумішей внесли відомі вітчизняні і зарубіжні вчені Кукта Г.М., Макаров Ю.І., Мельников С.В., Сироватка В.І., Лапшин А.А., Вагін Є.А., Уланов І.А. і багато інших дослідників. Вони сформулювали фундаментальні теоретичні основи змішування матеріалів та технологій приготування кормів. Однак, незважаючи на значну кількість наукових досліджень, проблема розробки нових і удосконалення традиційних технологій і конструкцій робочих органів змішувачів кормів, покращення якісних показників та їх обґрунтування є актуальною задачею.

Метою даної статті є підвищення якості та удосконалення технологічного процесу змішування кормів за рахунок застосування нової конструкції змішувача та обґрунтування його раціональних параметрів.

Виклад основного матеріалу. Стан повного механічного змішування компонентів суміші досягається шляхом неупорядкованого розподілу часток, під дією зовнішніх сил робочих органів мішалки, у відповідності до зоотехнічних вимог вмісту компонентів у всій порції суміші за рецептом встановленого добового раціону кормів для відповідної технологічної групи тварин (рис. 2).

Таким чином у змішувачах з більш досконалою конструкцією масообмін потоків компонентів суміші відбувається шляхом вирівнювання концентрації окремих компонентів по об'єму суміші за рахунок збільшення зіткнень, застосування більш складних траєкторій їх руху і перетинів ніж у традиційних змішувачах (рис. 3).

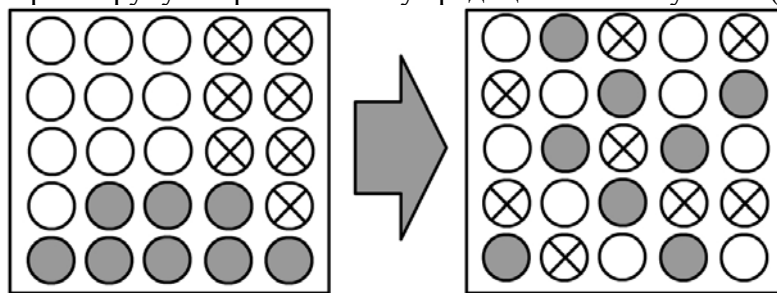
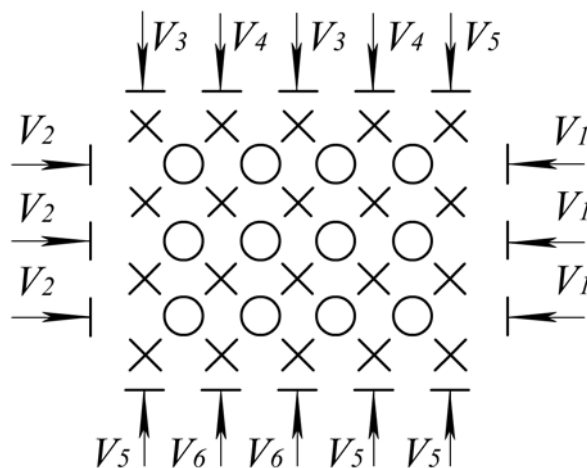


Рисунок 2 – Стан повного змішування трьохкомпонентної суміші шляхом неупорядкованого розподілу дискретних часток в залежності від їх співвідношення



$V_1, V_2, V_3, V_4, V_5, V_6$ – напрямок і швидкість руху компонентів суміші (осьової, кругової і відцентрової) під дією плоских і гвинтових лопатей та пальців

Рисунок 3 – Графічна схема запропонованого способу сумішоутворення

Робочий цикл традиційних змішувачів періодичної дії складається з таких послідовних операцій: завантаження відповідних доз компонентів (силос, солом, сінаж, коренеплоди, концкорми, тощо), перемішування їх і вивантаження готової кормосуміші вивантажувальним шнеком, після цього цикл повторюється. У змішувачах

періодичної дії однорідність суміші регулюється тривалістю процесу змішування. Аналіз якісних показників роботи існуючих змішувачів свідчить про недостатню стабільність і складність процесу: компоненти подаються в бункер нерівномірно, а однорідність змішування не відповідає встановленим вимогам. Для забезпечення технологічного процесу змішування необхідний тривалий час (більше 10...15 хв.) на доведення кормосуміші до однорідної маси, що знижує продуктивність і підвищує витрати енергії.

Для усунення існуючих недоліків традиційних змішувачів пропонується вдосконалений змішувач з комбінованою схемою руху сировини багатосекційними гвинтовими, стрічковими і плоскими лопатями (рис. 4).

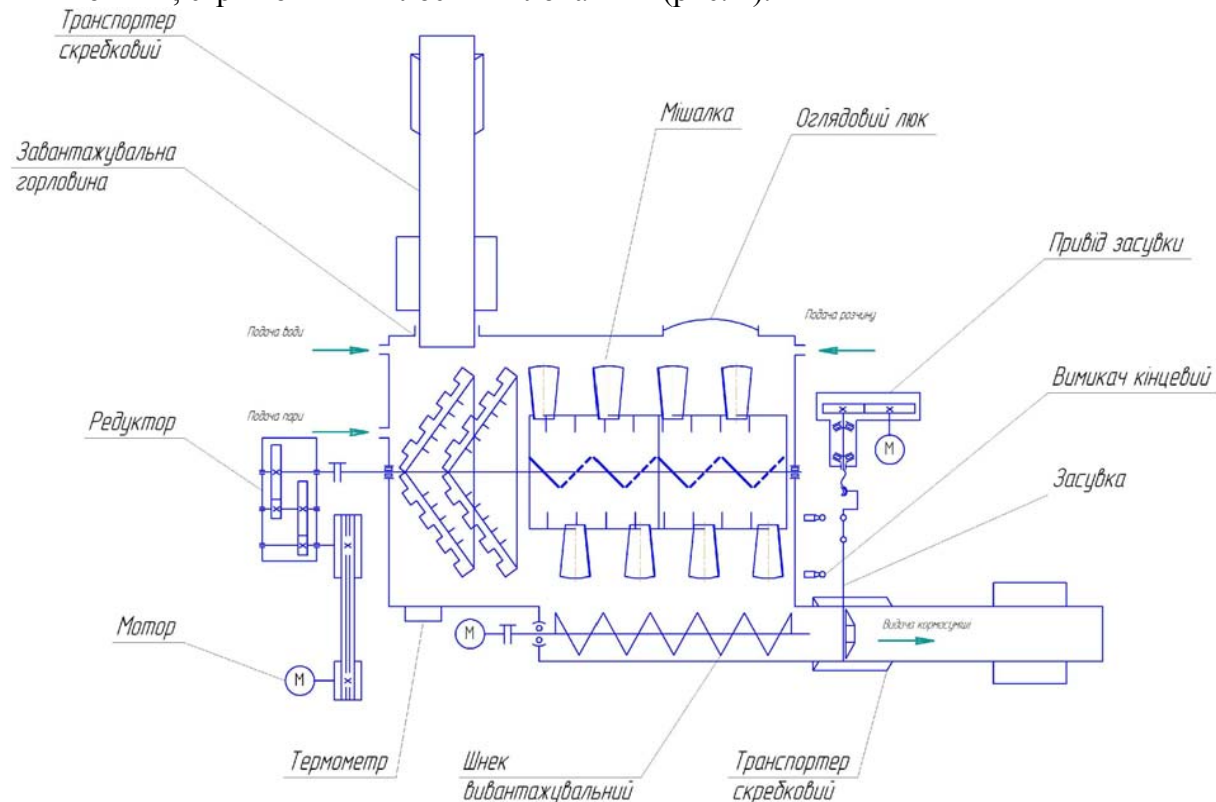
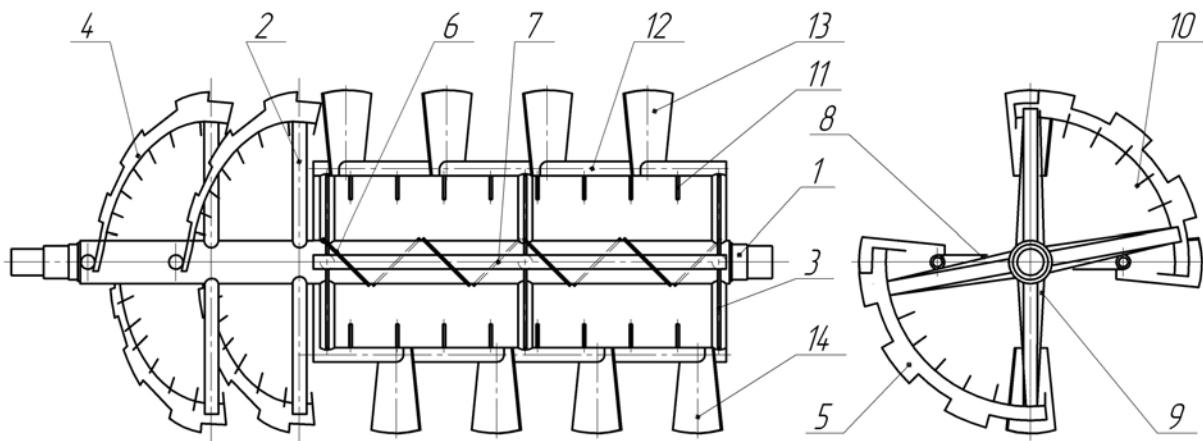


Рисунок 4 - Технологічна схема стрічково – лопатевого змішувача кормів

Для розпушування маси, інтенсифікації процесу і підвищення динамічності змішування компонентів в мікрооб'ємах гвинтові і плоскі лопаті дообладнано радіальними лопатями.

Процес змішування кормів вдосконалим змішувачем виконується таким чином. Відповідні дози компонентів кормосуміші пошарово завантажуються збірним транспортером в бункер, поступово вирівнюється їх потік з одночасним змішуванням сировини стрічковими довгими гвинтовими лопатями з пальцями і далі подаються у багатосекційну мішалку з плоскими лопатями (рис. 5). Лопаті верхнього ряду з правим кутом нахилу відокремлюють порцію суміші по ширині лопаті і переміщують в радіальному, круговому і осьовому напрямку в правий кінець змішувача, а другий ряд, з лівим кутом нахилу, в лівий кінець мішалки, створюючи разом з радіальними пальцями велику мікрооб'ємну множину суміші з дискретним вмістом часток змішуваних компонентів. При цьому частки кожного компоненту суміші потрапляють в область взаємодії складних рухів, перетинів і зіткнень та періодично переміщуються з одного потоку до іншого, що забезпечує інтенсивний масообмін і прискорює процес змішування кормів.



1 – вал; 2 – стійка гвинтової мішалки; 3 – косинка лопатевої мішалки; 4, 5 – гвинтова стрічка; 6, 7 – ліва лопать; 8 – стійка лопатевої мішалки; 9 – косинка гвинтової мішалки; 10, 11 – радіальні пальці; 12 – горизонтальна труба; 13, 14 – права лопать

Рисунок – 5 Технологічна схема конструкції вдосконаленої комбінованої мішалки

Переміщення кормосуміші по поверхні лопатей з різним кутом нахилу в зоні інерційного (вільного) руху здійснюється в режимі підвищеної динамічності процесу та збільшеної кількості зіткнень і перетинів в радіальному і осьовому напрямку, що визначається формою і розмірами атакуючої лопаті, кроком їх розташування, кутом нахилу та кінематичними режимами роботи лопатей (рис. 6).

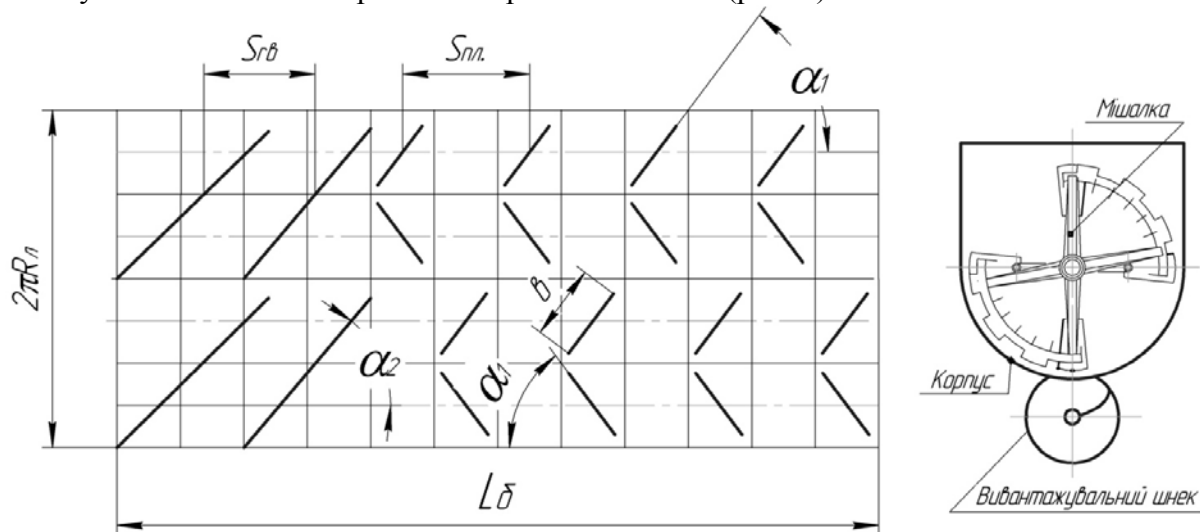


Рисунок – 6 Схема розташування гвинтових і плоских лопатей з різним напрямком кута нахилу їх до осі, що встановлені по периферії

Визначення кінематики руху частки суміші проводили з урахуванням сил тертя та кута нахилу лопатей [5, 6]. При наявності тертя в залежності від кута нахилу лопаті до осі вала α переміщення матеріальної точки компонента суміші в осьовому напрямку відбудеться за час проходження лопаті на величину (рис. 7).

$$h_o = S \cdot \frac{\cos \alpha \cos(\alpha + \varphi)}{\cos \varphi}, \quad (1)$$

відстає в осьовому напрямку на величину:

$$Z_o = S \cdot \frac{\sin \alpha \sin(\alpha + \varphi)}{\cos \varphi}, \quad (2)$$

відстає в круговому напрямку:

$$\lambda = S \cdot \frac{\cos \alpha \cdot \sin(\alpha + \varphi)}{\cos \varphi}, \quad (3)$$

де α - кут нахилу лопаті;

φ – кут тертя частки по поверхні лопаті;

S - проекція ширини лопаті.

Осьова швидкість переміщення частки суміші визначається з виразу:

$$\vartheta_0 = S \cdot (1 - \mu) = S \cdot \left[1 - \frac{\sin \alpha \cdot (\sin \alpha + \varphi)}{\cos \varphi} \right], \quad (4)$$

де μ - коефіцієнт осьового відставання часток в залежності від кутів α і φ .

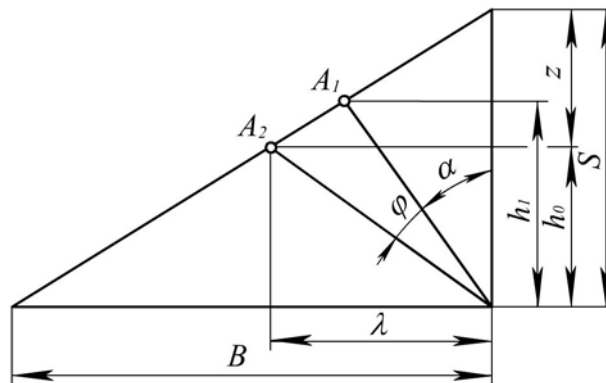


Рисунок 7 – Переміщення матеріальної частки в осьовому напрямку за час проходження нею лопаті

Аналіз рівнянь (1), (2) і (4) показує, що переміщення часток суміші в осьовому напрямку і осьова швидкість їх руху залежить від кута нахилу лопатей до осі вала мішалки α , кута тертя суміші по поверхні лопаті і коефіцієнта осьового відставання матеріальних часток суміші μ (рис.8, 9). Зі збільшенням кута α при постійному коефіцієнті тертя f зменшується осьове відставання переміщення часток суміші, а при постійному куті нахилу лопаті α із збільшенням коефіцієнта тертя f , також підвищується осьове відставання і зменшується осьова швидкість їх руху.

Для плоских лопатей з кутом нахилу $\alpha = 40 \dots 50^\circ$ з'являються мертві зони при коефіцієнті тертя $f \geq 0,6 \dots 0,7$, що не відповідає технологічним вимогам щодо змішування кормів, а дискретні частки мають тільки обертальний рух.

В процесі руху мішалки при відокремленні суміші лопатями частки отримують імпульс від радіального і нормального зусилля $P'_p = P_H \cdot \cos \alpha$ і $P'_o = P_H \cdot \sin \alpha$ (α - кут нахилу лопаті до осі обертання вала).

Крім того, під дією нормальної складової сили R в площині руху часток по лопаті виникає сила тертя $F = f \cdot P_H$, яка направлена проти відносного руху часток по лопаті. Сила тертя F розкладається на кругову і осьову складові:

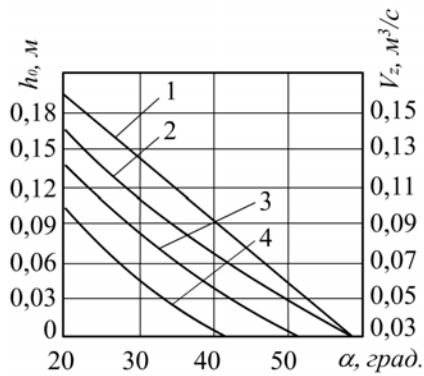
$$F'_p = F \cdot \sin \alpha = f \cdot P_H \cdot \sin \alpha; \quad (5)$$

$$F'_o = F \cdot \cos \alpha = f \cdot P_H \cdot \cos \alpha. \quad (6)$$

Враховуючи отримані вектори за напрямками руху, отримуємо кругове і осьове зусилля:

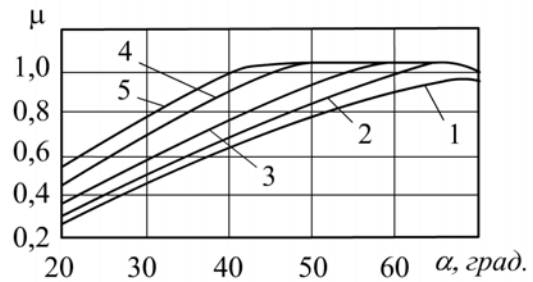
$$P_p = P'_p + F'_p = P_H \cdot (\cos \alpha + f \cdot \sin \alpha); \quad (7)$$

$$P_o = P'_o + F'_o = P_H \cdot (\sin \alpha - f \cdot \cos \alpha). \quad (8)$$



1 – швидкість руху V_z при $f=0,4$; 2, 3, 4 – осьове переміщення h_0 при $f=0,4$; 0,7; 1,2 відповідно

Рисунок 8 – Залежність величини осьового переміщення h_0 і осьової швидкості руху V_z часток суміші від кута нахилу лопатей α



1 – $f=0,4$; 2 – $f=0,51$; 3 – $f=0,7$; $f=1,0$; 4 – $f=1,2$; 5 – $f=1,73$

Рисунок 9 – Залежність коефіцієнта осьового відставання часток суміші від кута α і коефіцієнта тертя f

У випадку неповного заповнення бункера змішувача нормальна складова P_H визначається за формулою:

$$P_H = 9,81\gamma \cdot h_{сер.} \cdot F_l \cdot \operatorname{tg}^2 \cdot (45 + \frac{\varphi}{2}), \quad (9)$$

де $h_{сер.}$ - середня глибина найбільшого заглиблення лопаті, м;

F_l - проекція площі лопаті на напрямок обертання мішалки, м^2 ;

φ - кут внутрішнього тертя, град.;

γ - об'ємна маса сумішки, кг/м^3 .

Необхідна потужність приводу лопатей мішалки визначається за виразом, кВт:

$$N_l = \frac{1}{1000} \cdot (P_p v_p + P_o v_o) \cdot Z_l \quad (10)$$

де Z_l - кількість лопатей, які одночасно занурені в кормосуміш.

Таким чином, загальна потужність приводу мішалки змішувача визначається:

$$N_M = N_{zl} + N_{nl} + N_{сст} + N_{пст} + N_n + N_{гор.тр.} + N_f + N_{\eta_M}, \quad (11)$$

де N_{zl} , N_{nl} , $N_{сст}$, $N_{пст}$, N_n , $N_{гор.тр.}$, N_f , N_{η_M} - витрати потужності на привод відповідно гвинтових і плоских лопатей, стійок гвинтових і плоских лопатей, радіальних пальців, горизонтальних труб, тертя мішалки від корпусу та підшипників валу, кВт.

Потужність на привод гвинтових і плоских лопатей:

$$N_{zl} = \frac{P_p \vartheta_p + P_o \vartheta_o}{10^3} \cdot Z_l \quad (12)$$

де P_p, P_o - кругове і осьове зусилля, Н;

ϑ_p, ϑ_o - кругова і осьова швидкість руху сумішки, м/с;

Z_d - кількість одночасно занурених лопатей.

Потужність на привод стійок гвинтових і плоских лопатей

$$N_{cm} = \frac{M_{cm} \cdot Z_{cm} \cdot \omega}{10^3}, \quad (13)$$

де M_{cm} - крутний момент від сили опору стійки, $H \cdot m$;

$$M_{cm} = g \cdot l \cdot \frac{R}{2} \cdot h_{сер.} \cdot a \cdot \gamma \cdot tg \varphi, H \cdot m, \quad (14)$$

де l - довжина стійки, м;

$\frac{R}{2}$ - довжина стійки до сили опору, м;

$h_{сер.}$ - середня глибина занурення стійки в моноліт корму, м;

a - ширина стійки, м;

φ - кут відкоса корму, град;

Потужність на привод радіальних пальців, кВт:

$$N_n = \frac{M_n \cdot Z_n \cdot \omega}{10^3}, \quad (15)$$

де M_n - крутний момент від сили опору пальця, $H \cdot m$;

$$M_n = P_n \cdot l_n \cdot d_n \cdot R_n, \quad (16)$$

де P_n - питомий опір сумішки, H / m^2 ;

l_n - довжина пальця, м;

d_n - діаметр пальця, м;

R_n - середній радіус обертання пальців, м.

Потужність на привод горизонтальних труб, кВт:

$$N_{гор.тр.} = \frac{M_{тр.} \cdot Z_{тр.} \cdot \omega}{10^3}, \quad (17)$$

де $M_{тр.}$ - крутний момент від сили опору горизонтальної труби, $H \cdot m$;

$$M_{тр.} = P_n \cdot L \cdot d_{тр.} \cdot R_{тр.} \quad (18)$$

Висновки і перспективи подальшого розвитку у даному напрямі. Для підвищення ефективності змішування кормів і усунення недоліків традиційних змішувачів запропонована більш досконала конструкція комбінованої стрічково-лопатевої мішалки з гвинтовими стрічками і багатосекційними плоскими лопатями,

принцип роботи робочих органів якої пояснюється технологічною схемою змішувача і мішалки.

Проведені теоретичні дослідження кінематичних параметрів лопатей, які підтверджують переваги вдосконаленої мішалки.

Теоретично обґрунтовано і визначено енергетичні витрати комбінованого стрічково-лопатевого змішувача кормів.

Список літератури

1. Кравчук В. Прогресивні технології заготівлі, приготування і роздавання кормів / В. Кравчук, М. Луценко, М. Мечта.– К.: Фенікс, 2008.– 104 с.
2. Кукта Г.М. Машины и оборудование для приготовления кормов / Г.М. Кукта.– М.: Агропромиздат, 1987.– 303с.
3. Зельнер В.Р. Приготовление и использование полнорационных кормов в промышленном животноводстве / В.Р. Зельнер, Е.Г. Коноплев.– М.: ВНИИТЭИСХ, 1972.– 87 с.
4. Ревенко І.І. Машины та обладнання для тваринництва / І.І. Ревенко, М.В. Брагінець, В.І. Ребенко. – К.: Кондор, 2009.– 730с.
5. Матвеев К.Д. Обґрунтування геометричних і кінематичних параметрів гвинтових лопатевих змішувачів кормів / К.Д. Матвеев, С.І. Шмат, П.Г. Лузан // Збірник наукових праць КДТУ.– Вип. 30.- Кіровоград: КДТУ, 2000.– С.51–57.
6. Матвеев К.Д. Обґрунтування конструктивних параметрів і режимів роботи лопатевої мішалки / К.Д. Матвеев, П.Г. Лузан, Р.В. Кісільов, В.О. Матвеева, О.В. Гончар // Збірник наукових праць КНТУ.– Вип. 40, Част.1.– Кіровоград: КНТУ, 2010.– С. 173–178.

Р. Кисилев

Теоретические исследования процесса смешивания кормов ленточно-лопастным смесителем

В статье проведен анализ работы и теоретических исследований традиционных конструкций смесителей кормов, определены направления усовершенствования процесса смешивания и предложена новая конструкция ленточно-лопастного смесителя, принцип работы которого объясняется технологическими и расчетными схемами. Теоретически обоснованы кинематические параметры и определены энергетические затраты.

R. Kisilyov

Theoretical researches of process mixing forages a band-blade mixer

The analysis work and theoretical researches of traditional constructions of mixers forages is conducted in the article, directions improvement of process mixing are certain and the new construction band-blade mixer is offered Principle of work which is explained technological and calculation charts. In theory kinematics parameters are grounded and power expenses are certain.

Одержано 04.03.11

УДК 631.362

С.М. Лещенко, канд. техн. наук, О.М. Васильковський, М.І. Васильковський, доценти, кандидати технічних наук, Д.І. Петренко, інж., Д.В. Караман, магістрант
Кіровоградський національний технічний університет

Обґрунтування алгоритму функціонування інерційно-прямоточних зерноочисних машин

В статті проведено обґрунтування алгоритму функціонування прямоточних повітряно-інерційних зерноочисних машин. Запропоновано системний аналіз вхідних та вихідних чинників системи, що впливають на кількісні і якісні показники сепарації, які отримані з використанням методики В.Е. Саїтова. Після побудови алгоритму функціонування зерноочисної машини проведено оцінку якості роботи та витрат енергії і розроблено нову схему інерційно-прямоточних сепараторів.

зерноочисна машина (ЗОМ), пневмосепарація, інерційно-прямоточний сепаратор, лопатевий ротор (ЛР), пневмосепаруючі канали (ПСК), пневмосепараційний процес (ПСР), багатофункціональний робочий орган

Якісне і своєчасне очищення зібраного врожаю забезпечує покращені умови зберігання зерна, дозволяє підвищити його сортову чистоту та значно покращити посівні і продовольчі кондиції. Зважаючи на загальний низький рівень культури землеробства в Україні, значне забур'янення посівних площ та складні ґрунтово-кліматичні умови більшості агроформувань питання якісного і своєчасного видалення домішок різноманітного походження є особливо актуальним.

Для операцій попереднього та первинного очищення зернових сумішей застосовуються зерноочисні машини (ЗОМ) загального призначення, які бувають повітряними, решітними та повітряно-решітними [1, 2, 5]. Існує значна кількість технологічних схем очищення, більшість з яких є енергозатратними та не забезпечують встановлених Держстандартом якісних показників очищеного матеріалу.

Різнорічність функціональних схем ЗОМ обумовлюється різницею в їх будові, призначенні та порядку перебігу основних технологічних операцій. Інтенсифікація режимів роботи окремих робочих органів ЗОМ потребує більш детального і точного теоретичного обґрунтування функціональних схем машин в цілому та узгодження параметрів роботи їх окремих органів (елементів).

В більшості ЗОМ, робота яких базується на аеродинамічних властивостях матеріалу, перебіг процесу відбувається подібним чином і може бути представлений у вигляді моделі функціонування машини для попереднього очищення, яка працює по принципу «вхід-вихід», що запропоновано Саїтовим В.Е. [1]. По аналогії побудуємо модель функціонування машини, що розробляється (рис. 1).

Вхідними елементами є подача $G(t)$ зернового матеріалу і його початкові якісні показники $k(t)$ (засміченість, вологість, неоднорідність і т.д.).

До вихідних параметрів слід віднести: масу обробленого матеріалу $G_o(t)$, кількість відходів $P_o(t)$ і питомі витрати енергії $N_n(t)$. Якість пневмосепарації оцінюється ефектом очистки $\varepsilon(t)$ і чіткістю сепарації $z(t)$, тому вони теж відносяться до вихідних параметрів.

© С.М. Лещенко, О.М. Васильковський, М.І. Васильковський, Д.І. Петренко, Д.В. Караман, 2011

Оскільки якість сепарації в значній мірі визначається середньою швидкістю повітряного потоку V_{cp} , його рівномірністю φ та геометричними параметрами пневмосепаратора Δ , то ці чинники віднесемо до керованих.

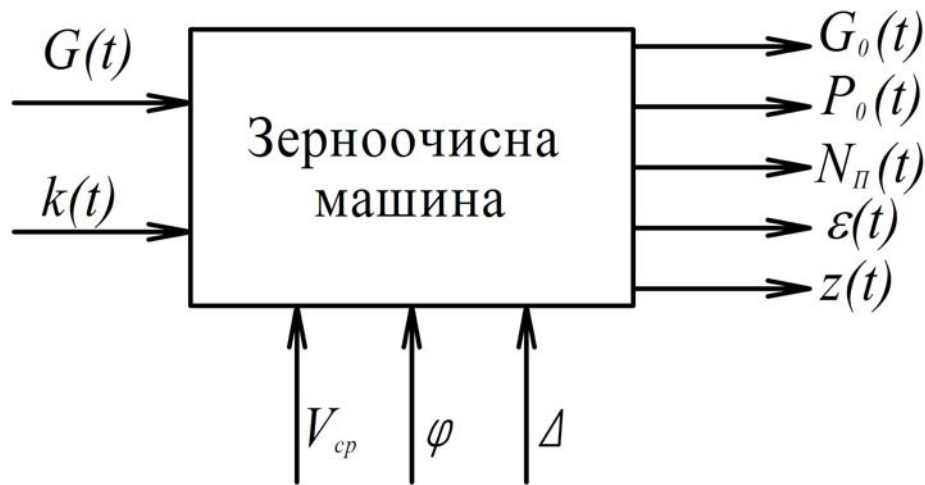


Рисунок 1 – Модель функціонування ЗОМ

Проведемо побудову алгоритму функціонування ЗОМ з врахуванням раціональної послідовності технологічних операцій та основного рівняння кінетики сепарації [3, 4] (рис. 2).

Під раціональним порядком перебігу ПСП маємо на увазі порядок виділення домішок із зернового матеріалу – спочатку крупні домішки (видаляються решетом до подачі безпосередньо в ПСК), потім легкі (видаляються повітряним потоком) і нарешті дрібні (прутковим решетом з наданням кінетичної енергії зерновому матеріалу ЛР для відвантаження з машини).

Для покращення якості очищення зерна повітряним потоком пропонуємо проводити його двохкратну сепарацію послідовно спочатку в похилому, а потім у вертикальному ПСК, що з врахуванням замкненої схеми ЗОМ не має значного впливу на показники витрат енергії.

На рис. 2 представлено алгоритм функціонування означеної ЗОМ, що складається з решітного сепаратора для виділення крупних домішок, та повітряно-решітного блоку для виділення легких та дрібних домішок. При цьому до повітряної частини входять два послідовно з'єднані ПСК (похилий та вертикальний), а повітряний потік створює ЛР, який не лише виконує функцію вентилятора, а й відвантажує очищене зерно із машини після його очищення від дрібних домішок на підсівному прутковому решеті.

До вхідних параметрів процесу сепарації зерна в даній машині відносять її питому продуктивність $G(t)$ та характеристики зернового матеріалу $k(t)$, а саме його засміченість та вологість. Вихідними параметрами є маса зерна після решітної сепарації $G_{pc}(t)$ і його якість $k_{pc}(t)$, а також кількість видалених домішок $P'_o(t)$ та втрати повноцінного зерна у відходи $\Pi'_3(t)$. Аналогічно для ПСК вхідні параметри – подача зернового матеріалу $G_{\Pi_1}(t)$ та $G_{\Pi_2}(t)$ і його якість $k_{\Pi_1}(t)$ та $k_{\Pi_2}(t)$; вихідні параметри – кількість домішок, що видаляються повітряним потоком $P'_{o\Pi}(t)$ та $P''_{o\Pi}(t)$, втрати повноцінного зерна у відходи $\Pi'_{3\Pi}(t)$ та $\Pi''_{3\Pi}(t)$ і питомі витрати енергії $N_{\Pi_1}(t)$ та $N_{\Pi_2}(t)$.

Пруткове підсівне решето має аналогічні входні та вихідні параметри. Визначальними для роботи ПСК є вихідні параметри повітряного потоку, який створює лопатевий ротор (вентилятор), а саме вихідна продуктивність (швидкість) повітряного потоку $V_B(t)$ і його якісні показники $k_V(t)$ (рівномірність швидкостей в поперечному перерізі ПСК). Враховуючи те, що повітряна система ЗОМ має замкнений характер, то швидкість повітряного потоку в обох каналах $V_{ПК1}$ та $V_{ПК2}$ є величинами взаємопов'язаними. Керованими чинниками системи є частота обертання лопатевого ротора n та опір повітряної системи k_c , який залежить як від площі перерізу каналів, так і від величини питомого навантаження та способу введення матеріалу в ПСК.

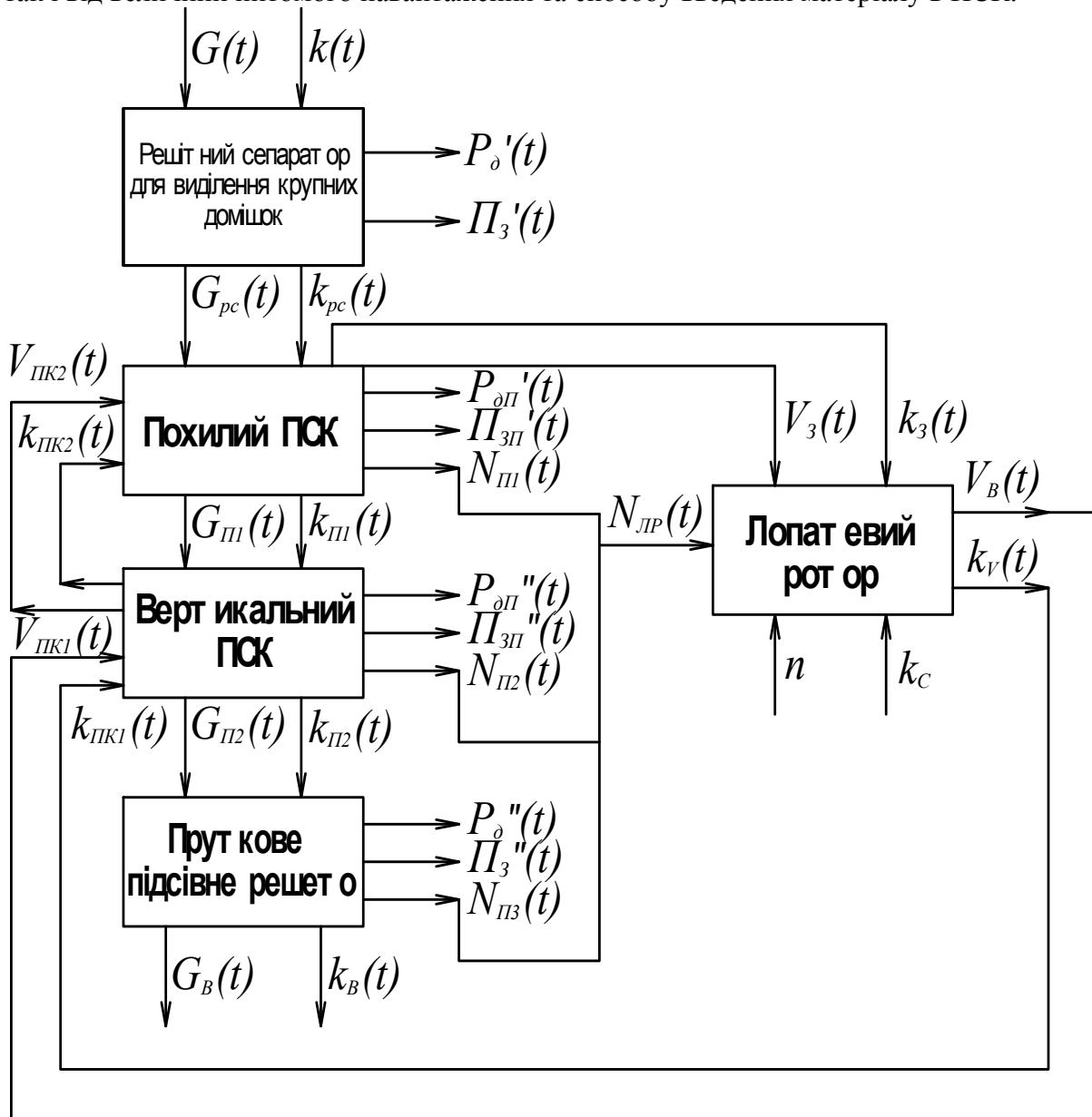


Рисунок 2 – Алгоритм функціонування ЗОМ

Слід відмітити, що загальна кількість домішок, що виділяється машиною:

$$P_{\delta}(t) = P'_{\delta}(t) + P'_{\delta\Pi}(t) + P''_{\delta\Pi}(t) + P''_{\delta}(t). \quad (1)$$

Втрати повноцінного зерна у відходах:

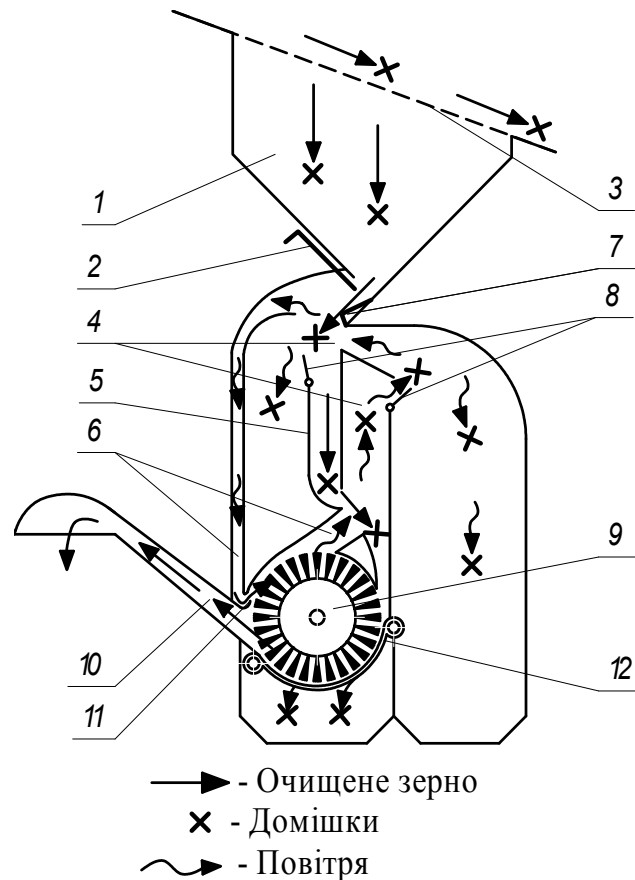
$$\Pi_z(t) = \Pi'_z(t) + \Pi'_{з\Pi}(t) + \Pi''_{з\Pi}(t) + \Pi''_z(t). \quad (2)$$

Питомі витрати енергії, які в сумі становлять питомі витрати лопатевого ротора відповідно:

$$N_{\Pi}(t) = N_{\Pi P}(t) = N_{\Pi 1}(t) + N_{\Pi 2}(t) + N_{\Pi 3}(t). \quad (3)$$

При проведенні аналізу моделі функціонування ЗОМ можна дійти до висновку, що при вхідних параметрах $G(t)$ і $k(t)$, контролюючими вихідними параметрами є $E(t)$, $P_o(t)$ та $N_{\Pi}(t)$, що в своїй сукупності характеризують якісні показники технологічного процесу машини.

За результатами аналізу досліджень пневмосепарації, сучасного рівня зерноочисної техніки та побудованим алгоритмом функціонування колективом кафедри СГМ КНТУ на чолі з к.т.н. Васильковським М.І., розроблена принципово нова схема інерційно-прямоточного очищення зернових сумішей. Згідно даної концепції виготовлено та досліджено серію інерційних прямоточних сепараторів продуктивністю 1, 2,5, 10 т/год [3, 4, 5], принципова схема яких наведена на рис. 3.



- 1 – бункер; 2 – дозуючий пристрій; 3 – колосове решето; 4 – ПСК; 5 – напрямник зернового матеріалу;
 6 – повітропроводи; 7 – багатоструменевий дилильник; 8 – регулювальні заслінки; 9 – ЛР;
 10 – відвантажувальний рукав; 11 – ежекційна щілина; 12 – решето

Рисунок 3 – Принципова схема інерційно-прямоточних зерноочисних машин

Конструкція машин виконана у вигляді двох самостійних робочих модулів: завантажувача-сепаратора і повітряно-решітного сепаратора, які в залежності від потреб можуть використовуватись як сумісно так і окремо.

При застосуванні такої схеми використана раціональна послідовність технологічних операцій, а також схема двократної обробки зерна замкнутим повітряним потоком в похилому та вертикальному ПСК, що дозволяє підвищити ефективність повітряного очищення зерна і знизити матеріалоємність та енерговитрати.

Видалення дрібних домішок здійснюється на прямоточно-інерційному решітному робочому органі з самоочищуваням дугоподібним прутковим решето.

Серед переваг запропонованих сепараторів можна відмітити:

- раціональна схема послідовності технологічних операцій (послідовне виділення крупних, легких та дрібних домішок);

– замкнена повітряна система;

– підвищення рівня питомого зернового навантаження за рахунок інтенсифікації введення матеріалу в ПСК;

– двократна повітряна очистка зерна як похилим, так і вертикальним потоком;

– багатофункціональні робочі органи нового покоління (лопатевий ротор, прямоточно-інерційне самоочисне пруткове решето), що зменшують матеріалоємність, енергоємність та пошкодження зерна;

– відсутність допоміжних робочих органів для виведення очищеного зерна та відходів;

– універсальність машин за призначенням.

Висновки: 1. Обґрунтовано алгоритм функціонування інерційно-прямоточних сепараторів і встановлено вплив основних входних, вихідних та керуючих чинників системи на технологічний процес очищення.

2. Встановлено, що використання замкненого повітряного потоку комбінованої дії (послідовне продування похилим та вертикальним потоком) від одного джерела дозволяє підвищити якість сепарації без суттєвого підвищення енерговитрат.

3. Використання багатофункціональних робочих органів, а саме лопатевого ротора і самоочисного пруткового решета дозволяє підвищити якість сепарації у поєднанні із зниженням енерговитрат на одиницю обробленої продукції.

Список літератури

1. Бурков А.И. Зерноочистительные машины. Конструкция, исследование, расчет и испытание / А.И. Бурков, Н.П. Сычугов. – Киров: изд-во НИИСХ Северо-Восток, 2000. – 258 с.
2. Васильковський М.І., Гончарова С.Я., Лещенко С.М., Нестеренко О.В. Аналіз сучасного стану повітряної сепарації зерна. // Конструювання, виробництво та експлуатація сільськогосподарських машин. Загальнодержавний міжвідомчий науково-технічний збірник. Випуск 36. – Кіровоград: КНТУ, 2006 – С. 111-114.
3. Васильковський М.І., Васильковський О.М., Лещенко С.М. Обґрунтування основних параметрів замкненої двохступеневої пневмосепаруючої системи ЗОМ // Вісник Харківського національного технічного університету ім. П. Василенка. Вип. 59 – Харків, 2007. – С. 177-186.
4. Васильковський М.І., Глобенко Г.О., Лещенко С.М. Дослідження повітряно-інерційної зерноочисної машини з вдосконаленим способом введення зернового матеріалу в пневмосепаруючий канал // Щоквартальний науково-виробничий журнал Одеської академії харчових технологій. Зернові продукти і комбікорми, №3, 2008. – С. 48-52.
5. Лещенко С.М., Васильковський О.М., Васильковський М.І., Гончаров В.В. Підвищення ефективності попереднього очищення зернових сумішей. Сільськогосподарські машини: Зб. наук. ст. – Вип. 18. – Луцьк: Ред. вид. відділ ЛНТУ, 2009. – С. 230-234.

С. Лещенко, А. Васильковский, М. Васильковский, Д. Петренко, Д. Караман

Обоснование алгоритма функционирования инерционно-прямоточных зерноочистительных машин

В статье проведено обоснование алгоритма функционирования прямоточных воздушно-инерционных зерноочистительных машин. Предложен системный анализ входных и исходных факторов системы, влияющие на количественные и качественные показатели сепарации, которые получены с использованием методики В.Е. Сайтова. Определена взаимосвязь между энергозатратами, количеством удаленных примесей и качеством очищенного зерна. После построения алгоритма функционирования зерноочистительной машины проведена оценка качества работы и расходов энергии, а также разработана новая схема инерционно-прямоточных сепараторов. Проанализирован технологический процесс работы и описаны основные преимущества предложенных машин. Установлено, что в сочетании с рациональной

последовательностью технологических операций значительный эффект имеет использование многофункциональных рабочих органов - лопастного ротора и пруткового решета.

S. Leschenko, A. Vasil'kovskiy M. Vasil'kovskiy, D. Petrenko, D. Karaman

Preliminary researches of alternative sources of creation of current of air in pnevmoinercionnyh grain cleaners

The ground algorithm of functioning airily-inertia grain cleaners is conducted in the article. The analysis the systems of entrance and initial factors is offered systems, influencing on the quantitative and high-quality indexes of cleaners, which are got with the use methodology of V. Saitov. Intercommunication is certain between expenses of energy, amount remote admixtures and quality of the cleared grain. After the construction algorithm functioning of grain cleaner the estimation quality of work and charges energy is conducted, and also the new chart of pnevmoinercionnyh separators is worked out. The technological process of work is analysed and basic advantages of the offered machines are described. It is set that in combination with the rational sequence of technological operations a considerable effect has the use of multifunction working organs - blade rotor and twig sieve.

Одержано 15.03.11

УДК 631.354:633.1

Д.А. Дерев'янка, доц., канд. с-г. наук

Житомирський національний агроекологічний університет

Вплив вологості зерна при обмолоті та післязбиральній доробці зернового вороху озимої пшениці на її травмування і насіннєві якості

В статті проведено аналіз і узагальнення даних згідно проведених досліджень впливу вологості зерна при обмолоті та післязбиральній доробці зернового вороху озимої пшениці на її травмування і насіннєві якості. Висвітлено вплив вологості на травмування зерна при великій кількості перетинів на протязі всього агротехнологічного процесу збирання, післязбиральної обробки і посіву.

зерно, вологість зерна, травмування зерна, шари насіннєвої оболонки

При виконанні різних технологічних процесів зерно озимої пшениці, жига, ячменю та інших хлібних злаків багаторазово попадає під механічні пошкодження - удари, тертя, стискання і деформацію. Внаслідок обмолоту, навантажувально-розвантажувальних робіт, післязбиральної доробки і посіву, відбувається травмування поверхневих і внутрішніх тканин зернівок. Згідно даних академіка Майсуряна Н. А. внутрішній склад зерна озимої пшениці, жига, ячменю та інших хлібних злаків складається із трьох основних частин: оболонка, ендосперм, зародок

В оболонці розміщується зовнішня частина, плодова оболонка, під якою знаходиться два шари насіннєвої оболонки.

В ендоспермі розміщується периферійний шар, за яким залягає алеїроновий шар, під яким розміщуються великі тонкостінні клітини, в яких густо розміщуються крохмальні зерна, які у кожного хлібного злаку мають свій характерний вид, форму. Забарвлення зерна залежить від кольору оболонок або наявності краскових пігментів в алеїроновому шарі.

Зародок, який розміщується навскоси у нижній частині зерна- диференційований на різні частини - зачатки майбутньої рослини. Тут розміщений насамперед щиток,

який уособлює єдину сім'ядолу зерна хлібних злаків. Він безпосередньо прилягає до ендосперму і обернений до нього своєю поверхнею поглинання. В нижній його частині знаходяться первинні корінці у вигляді невеличких бугорочків, над якими розміщується первинне стебло, яке на вершині закінчується брунькою, накритою ковпачком з початкових листочків.

Як видно з вище приведених даних, що надзвичайно найшкідливішими є мікро- і макропошкодження в зоні зародка та ендосперму, так як при них не тільки послаблюється розвиток всієї рослини чи знижується схожість насіння. Як видно при пошкодженні зародка паросток, тобто вся рослина втрачає орієнтацію, закручується і гине.

В даний час застосовувані методи визначення пошкодження зерна не дають можливості прослідкувати травмування структури внутрішніх тканин зернівок, що в значній мірі впливають на можливість насіння проростати і позитивно розвиватись забезпечуючи необхідну продуктивність.

В багатьох випадках травмування внаслідок деформації не викликає пошкодження поверхневих шарів зернівок. В послідуєчому, після розвантаження верхні шари зернівок внаслідок пружних властивостей відновлюють свої попередні розміри і створюється ілюзорна зовнішня неушкодженість. Хоча внутрішні тканини насправді травмовано.

Даними дослідників встановлено що травмування насіння при збиранні та наступній доробці зерна залежить від його вологості. При підвищенні якої навіть незначні механічні дії спричиняють деформацію зернівок, що викликає пошкодження внутрішніх шарів і клітин, що напряду пов'язано із зниженням посівних якостей насіння, особливо знижується польова схожість, інколи навіть на 20-30%, а це в свою чергу різко впливає на зниження врожайності. Дослідження засвідчують, що при висіванні насіння, в якому механічно пошкоджено 10% маси, врожайність знижується на 1,5-2 ц/га. На пошкоджених місцях насіння розвиваються колонії грибів, що інколи призводить до часткової або повної їх загибелі. Тому протруєння зерна перед посівом являється одним із основних заходів у боротьбі за збереження майбутньої високої продуктивності озимої пшениці та інших зернових культур.

Внаслідок дії деформації на травмування внутрішніх тканин зернівок при підвищеній вологості пояснюються даними Карпова Б.А., де отримано різні рівні схожості пошкодженого насіння озимого жита, зібраного при різній вологості.

Насіння з пошкодженням зародком, зібране при вологості 19,5 і 31,2 %, забезпечили лабораторну схожість відповідно 79 і 0 %, з пошкодженою оболонкою зародка - відповідно 90 - 96 і 48 - 69 %. Його дані показують, що навіть ціле, без видимих пошкоджень, насіння з підвищеною вологістю знижувало лабораторну схожість до 90 % проти 99 % при збиранні зерна з вологістю 19,5 %.

Можливо зниження посівних показників викликане отриманням не поверхневих травмувань, а пошкодження внутрішніх тканин зернівок, які неможливо проаналізувати, побачити або дослідити, які істотно залежать від вологості зерна і негативно впливають на його насінневі якості. Дослідження показали, що саме ті зернівки, які зовні залишилися не травмованими, забезпечили зниження якості насіння. При деформації 0,1 мм, лабораторна схожість не травмованого зовні насіння зменшувалася на 6 %, а при деформації 0,4 мм - на 36,8 %. Отже, виходячи з аналізу даних, можна відмітити, що для отримання високоякісного насіння зерна необхідно створювати умови мінімального впливу деформації при обмолоті і післязбиральній доробці зернового вороху. Рівень пошкодження зерна при цих процесах ж відомо, залежить в першу чергу від досконалості конструкції зернозбиральних машин та різних механізмів і агрегатів, які беруть в цьому участь, режимів роботи їхніх робочих органів, підготовки і регулювання до роботи, термінів, способів і строків збирання, фізико-

хімічних властивостей зерна, погодно-кліматичних умов та цілого ряду організаційно-технічних заходів при виконанні цих технологічних процесів.

Аналіз більшості досліджень показує; що із фізико-механічних чинників зерна найбільше на його якість юри обмолоті і доробці відіграє вологість, що потім негативно впливає на схожість і в кінцевому результаті на продуктивність.

Для дослідження впливу вологості зерна озимої пшениці під час збирання врожаю комбайном «Славутич» на стан його травмування, були відібрані зразки для аналізу на значній кількості можливих пошкоджень при роботі зернозбирального комбайна та різних механізмів на післязбиральній доробці. В період відбору зразків при допомозі електровологоміра визначалась вологість зерна, а при аналізі визначалися макро- та мікропошкодження, в якості насінневого матеріалу.

Результати аналізів показують, що в зерновій масі після обмолоту знаходиться 0,86% зерна з роздробленим зародком, 1,42% з пошкодженим зародком, 7,81% з пошкодженою оболонкою зерна, 0,98% з пошкодженим ендоспермом, 13,1% з пошкодженою оболонкою зародка й ендосперму, 26,1% з пошкодженою оболонкою ендосперму, 8,8% побитого зерна, яке переходить у фуражні резерви, та 36,2% не травмованого зерна.

Данні лабораторної схожості з різними пошкодженнями приведені в таблиці 1.

Таблиця 1 - Лабораторна схожість з різними пошкодженнями зерна

| Пошкодження | Лабораторна схожість, % |
|---|-------------------------|
| Без травмування | 99,8 |
| Механічне стиснення | 86,7 |
| Травмування зародка | 48,3 |
| Травмування ендосперму | 58,1 |
| Травмування оболонки зародка | 82,6 |
| Травмування оболонки ендосперму | 88,2 |
| Травмування оболонки зародка і ендосперму | 80,4 |

Дані даної таблиці показують, що лабораторній схожості не травмованого зерна становить 99,8% і відповідає самим високим посівним кондиціям, а найменша у насіння з пошкодженим зародком - 48,3%, та ендоспермом - 58,1%.

Таблиця 2 - Вплив вологості зерна на якість насіння при обмолоті комбайном

| Вологість, % | 14Д | 16,2 | 18,5 | 20,2 | 25,5 |
|--|------|------|------|------|------|
| Лабораторна схожість, % | 94,8 | 95,0 | 92,1 | 91,1 | 81,1 |
| Травмування зерна, %: | | | | | |
| - роздроблений зародок | 0,9 | 0,8 | 0,7 | 0,6 | 0,5 |
| - пошкоджений зародок | 1,8 | 1,7 | 1,8 | 1,9 | 1,9 |
| - пошкоджений ендосперм | 1,0 | 1,0 | 1,0 | 1,0 | 1,0 |
| - пошкоджена оболонка зародка | 7,5 | 9,0 | 9,7 | 10,3 | 11,0 |
| - пошкоджена оболонка ендосперму | 29,1 | 28Д | 26,5 | 25,8 | 24,4 |
| - пошкоджена оболонка зародка і ендосперму | 13,5 | 13,4 | 12,6 | 11,5 | 8,1 |
| - загальне травмування | 53,8 | 54,1 | 52,3 | 51,1 | 46,9 |

Аналіз показників таблиці 2 свідчить, що травмування зародка та ендосперму зазнають несуттєвого але все-таки збільшення, а ось травмування оболонок зародку і ендосперму з підвищенням вологості зерна відзначається тенденцією значного збільшення.

Дослідження показали, що із збільшенням вологості зерна при збиранні лабораторна схожість насіння істотно знижується з 94,8% до 81,1%, що в кінцевому

результаті негативно вплине на посівні якості насіннєвого матеріалу. В даному випадку самим оптимальним варіантом впливу вологості зерш на його лабораторну схожість знаходиться в межах -16%.

Список літератури

1. Царенко О.М., Войдюк Д.Г., Яцун С.С., Механіко-технологічні властивості сільськогосподарських матеріалів. Київ, «Мета», 2003.
2. Майсурян Н.А. Растениеводство. «Колос», Москва, 1964.
3. Тарасенко А.П. Снижение травмирования семян при уборке и послеуборочной обработке. Воронеж, 2003-331с.

Д.Дерев'янка

Влияние влажности зерна при обмолоте и после собирательной доработке зернового вороха озимой пшеницы на ее травмирование и семенные качества

В статье приведен анализ и обобщение данных, согласно проведенных опытов, влияния влажности зерна при уборке и послеуборочной обработке зернового вороха озимой пшеницы на ее травмирование и посевные качества.

Показано влияние влажности на травмирование зерна при большом количестве параметров на протяжении всего агротехнологического процесса уборки, послеуборочной обработки и посева.

D. Derevyanko

Influence of humidity of grain at threshing and after to the collective revision grain-growing to the lots of winter wheat on her injuring and seminal internals

The analysis and generalization of data of the influence of grain dampness under thrashing as well as under stubble treatment of winter wheat on its damage and seeding quality is given in the paper.

The effect of dampness parameters on the grain damage under a great number of parameters during the agrotechnological process of harvesting, stubble treatment and seeding is shown in the paper.

Одержаног 15.03.11

УДК 631. 354 : 633. 1

Д.А.Дерев'янка, доц., канд. с-г. наук

Житомирський національний агроекологічний університет

Травмування зерна внаслідок дії внутрішніх і зовнішніх чинників та якість насіння і зернофуражу

В статті розглядається вплив внутрішніх і зовнішніх чинників в зв'язку з якісними показниками зерна і навколишнього середовища при збиранні урожаю, післязбиральній доробці насіння та переміщення і зберігання зернофуражу зернових і зернобобових культур.

Підтверджується що травмування зерна має значні незадовільні наслідки на якісні і продуктивні показники насіння і зернофуражу.

зерно, вологість зерна, абсолютна маса зерна, хрупкість, зерновий шар

При збиранні, післязбиральній обробці, зберіганні та посіві зернових і зернобобових сільськогосподарських культур в результаті технологічних процесів відбувається взаємодія зернівки з великою кількістю перешкод. Головними із

внутрішніх яких є морфолого-біологічні і фізико – механічні властивості. При взаємодії зернівки з поверхнями тертя на неї впливають параметри силової дії, які проявляються в характеристиці контактів зернівки і контр поверхні при роботі зернових комбайнів, розвантажувально-завантажувальних агрегатів, сушильних, сортувальних машин і всіх їхніх механізмів.

Ґрунтово-кліматичні умови та навколишнє середовище також мають дуже великий вплив на велику кількість внутрішніх і зовнішніх чинників які незалежні, але взаємозв'язані і змінюються в широких діапазонах.

Як відомо, зовнішня поверхня зернівки захищена плодовою оболонкою, яка складається з трьох шарів клітин. За нею розташована насінна оболонка утворена двома шарами клітин. Обидві ці оболонки захищають зернівку від її зовнішніх несприятливих чинників. Але, через те, що їх клітини мертві, при незначній вологості зернини вони втрачають міцність, в'язкість і еластичність, а при зовнішньому впливу негативних чинників вони можуть руйнуватися.

Основними показниками маси насіння є абсолютна маса і щільність, на величини яких впливають вологість зерна, вміст повітря в ендоспермі, хімічний склад, співвідношення органічних речовин.

Основні групи органічних речовин які входять до складу зернівки, в значній мірі різняться по щільності, яка сильно залежить від зрілості зерна. З часом дозрівання маса зерна істотно змінюється в зв'язку із зміною біологічно-хімічного складу і зменшенням вологості, що приводить до різкого підвищення щільності.

Поверхня насіння буває гладенькою, глянцевою, горбистою, зморшкуватою, ребристою і шершавою, це визначається не тільки властивостями культури чи сорту, а також формується іншими змінами зовнішніх чинників, де воно вирощується – ґрунт, пожива, вода, повітря, сонце.

Насіння різних зернових і зернобобових культур відрізняється неоднаковими розмірами, які визначаються лінійними параметрами : - довжина, товщина, ширина; і різними умовами живлення, забезпечення вологою, дозріванням і формуванням зерна на стержні колоса, освітленням, селекційно-біологічними особливостями сорту та дією інших чинників, найстійкішим до яких є довжина.

Зерно сформоване раніше більш виповнене, порівняно з тим, що утворилося пізніше, а тому воно для селекційної роботи є основою для поліпшення врожайності першого покоління.

На кращу продуктивність, розміри та абсолютну масу зерна впливає також розміщення зернин у різних частинах колоса. Так, від верху колоса до середини відбувається поступове збільшення розмірів та абсолютної маси зерна з наступним зменшенням цих показників до нижньої частини колоса.

Головною фрикційною властивістю насіння є тертя ковзання, при якому динамічний і статичний коефіцієнти зовнішнього тертя перебувають у залежності $D = (0,6 \dots 0,7) \cdot St$.

До найважливіших біологічних особливостей зернових культур відносяться:

Неодночасність і нерівномірність дозрівання зернівок у колосках на стержні колоса (цвітіння і дозрівання починається з середини і догори, а потім до низу) ; формування , налив , дозрівання – ці фази мають істотне значення при обмолоті, оскільки вони визначають міцність зв'язку зернин та біологічно – хімічний склад у різних частинах зернівки, його вологість, а в зв'язку з цим еластичність, в'язкість, хрупкість, деформаційні значення тобто величини впливу механічних дій. Всі ці параметри прямо пов'язані з культурою, сортом, ґрунтово-кліматичними умовами вирощування та багатьма іншими властивостями і чинниками.

Деформація зерна буває пружною і пластичною (залишковою), що в значній мірі також залежать від властивостей культури, сорту, вологості. Як правило при низьких значеннях навантажень деформація – пружна, а при високих – пружно-пластична.

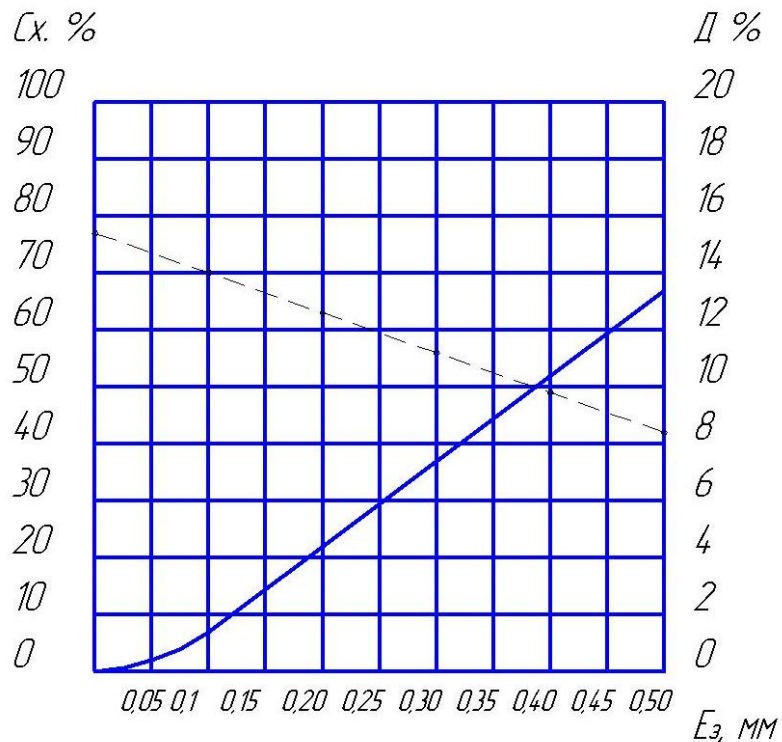


Рисунок 1

Під дією динамічних і статичних навантажень зерно при збиранні та обробці чинить відповідний опір руйнуванню і травмується.

Руйнівні зусилля при ударах з тертям і стисканням (протягуванням колоса через щілини) сколюванням, зрізах, перебиттях, зсувах, роздавлюваннях коливаються в відповідних межах, які залежать від багатьох чинників.

В цьому зв'язку важливу роль відіграють такі особливості як міцність на стиск, тобто здатність чинити опір дії механічних стискуючих сил. А як відомо, тут головними чинниками будуть умови навантаження, швидкість деформації і змішаний її характер, умови навколишнього середовища, температурний режим; спосіб дії навантажень, ступінь різного складу органічної речовини, хімічно – біологічні особливості; технологічні фактори – різностатність механічних властивостей, наявність залишкових напружень, характер механічних дій, склад металу.

Дослідження показують, що при збільшенні деформації зернівок озимої пшениці від 0,1 до 0,5 мм їх подрібнення збільшилося від 0,5 до 13,7 %.

А лабораторна схожість при деформації до 0,1 мм знизилась на 6,4%, а при деформації до 0,5мм на 34,7%.

Ці данні свідчать про те, (рис. 1.) що деформація зернівки залежить як відмічалось вище від дії на неї сил і вологості. Тобто, для отримання високоякісного насіння необхідно, щоб деформація зернівок при збиранні і післязбиральній доробці біла мінімальною.

Пластичність зерна, тобто здатність зберігати отримані при навантаженнях деформації, які в великій мірі залежать від фізіолого- біологічного стану зернівки і її вологості. Максимальна пластичність характеризується найбільшою деформацією.

В'язкість залежить від величини енергії яку отримує зернина в незворотній формі і збільшується при напруженості стану від навантажень.

Хрупкість - властивість протилежна в'язкості, тобто руйнування без особливих пластичних порушень.

Необхідно також відмітити про теплофізичні властивості зерна, які в першу чергу залежать від його вологості, температури, засміченості, форми і розмірів зернин, щільності складання та культури.

Питання теплоємності визначається здатністю зернового матеріалу сприймати і утримувати теплоту.

Внаслідок низької теплопровідності, зернова маса на протязі значного часу здатна зберігати сталу температуру. В зв'язку з особливістю зернової маси передавати температуру вона має властивість температуро провідності, коефіцієнт якої характеризує швидкість нагрівання або охолодження зерна.

Слід відмітити, що в різних ділянках зернової маси одночасно проходять два процеси: переміщення теплоти, а також її виділення. Від кількісного співвідношення цих процесів залежать швидкість поширення температурної хвилі, глибина проникнення теплової зони, швидкість зміни температури та теплового потоку в різних ділянках зернової маси. Зерновий шар характеризується низькою теплопровідністю яку прирівнюють до теплопровідності високоякісних теплоізоляційних матеріалів.

На багатьох стадіях від початку збирання до посіву сучасними великогабаритними і швидкісними машинами на великій кількості перетинів при взаємодії більше двох десятків чинників внутрішнього і зовнішнього впливу, зерно зазнає стискання, роздавлювання, розбивання, зрізування, розколення і в результаті отримує значні мікро і макротравмування.

У підсумку необхідно відзначити, що травмування зерна за час збирання, післязбиральної підготовки насіння, посіву, переміщення і зберігання зернофуражу залежить від багатьох внутрішніх і зовнішніх чинників, а також їх взаємодії з морфолого-біологічними, фізіологічними, фізико механічними властивостями культури і сорту та навколишнім середовищем.

Список літератури

1. Тарасенко А.П. Снижение травмирования семян при уборке и послеуборочной обработке. Воронеж, 2003.- 331с.
2. Войтюк Д.Г. Сільськогосподарські машини/ Д.Г. Войтюк, Г.Р. Гаврилюк. - Київ, «Каравела», 2008.- 551с.
3. Царенко О.М. Механіко-технологічні властивості сільськогосподарських матеріалів/ О.М. Царенко, Д.Г. Войдюк, С.С. Яцун. - Київ, «Мета», 2003.
4. Майсуриян Н.А. Растениеводство/ Н.А. Майсуриян. «Колос», Москва, 1964.
5. Бондаренко А.А., Дубінін О.О., Переяславцев О.М. Теоретична механіка/А.А. Бондаренко, О.О.Дубінін, О.М. Переяславцев. «Знання», Київ, 2004. – 309-429с.
6. Бялер І.Я. Технічна Механіка/ І.Я. Бялер, В.Н. Левінсон, В.А. Михаловський, В.Ю. Саніон. «Вища школа», Київ. – 1971, 379с.

Д.Деревянко

Травмирование зерна вследствие действия внутренних и внешних факторов и качество семички и зернофуражу

В статье рассматривается влияние внутренних и внешних факторов во взаимосвязи с качественными показателями зерна и окружающей среды при уборке урожая, послеуборочной подготовки семян та перемещении и сохранении зернофуража зерновых и зернобобовых культур.

Подтверждается, что травмирование зерна имеет значительные неудовлетворительные последствия на качественные и продуктивные показатели зерна семян и зернофуража.

D. Derevyanko

Injuring of grain as a result of action of internal and external factors and quality of seed and grain forage

The paper examines the effect of internal and external factor in correlation with qualitative indices of grain as well as of the environment in the harvest period, after harvest seed preparation as well as transportation and storage of grain fodder and pulse fodder. Grain damage is proved to have considerable negative effects on the qualitative and productive indices of seed grain and grain fodder.

Одержано 15.03.11

УДК 621.891+539.375.6:51-74

Р.В. Сорокатый, доц., д-р. техн. наук, М.А. Дыха, асп.
Хмельницкий национальный университет

Вероятностная модель накопления трибоповреждений

Построена вероятностная модель накопления трибоповреждений. Для описания процесса накопления повреждений использована термокинетическая теория разрушения и математический аппарат цепей Маркова. Используя вероятностно-физический подход, предложено способ определения параметров разработанной модели.

трибоповреждения, модель, термокинетическая теория, вероятность, цепи Маркова

Введение. Разработка и совершенствование расчетных методов – необходимое условие для управления показателями надежности машины на стадии проектирования.

Основные трудности при разработке методов прогнозирования износа узлов трения, обусловлены наличием различных по своей природе процессов, протекающих на поверхностях трения, и влиянием на эти процессы значительного количества взаимосвязанных факторов. Недостаточная изученность физико-химических процессов, протекающих на поверхностях трибоконтактного взаимодействия, вероятностный характер процессов трения и изнашивания, случайный характер параметров внешнего воздействия осложняет разработку методов расчета износа и прогнозирования ресурса узлов трения.

При разработке методов расчета износа, необходимо учитывать, что изнашивание является специфическим видом разрушения, отличающимся от объемного разрушения материала многократностью элементарных актов разрушения.

Моделирование изнашивания необходимо рассматривать на двух масштабных уровнях: макроуровень, определяющий кинетику изменения макроформы тел при изнашивании, и микроуровень, описывающий каждый элементарный акт отделения частицы от поверхности. Анализ процессов, протекающих на микроуровне, позволяет разработать модель изнашивания пары трения на макроуровне.

Наиболее сложным и трудоемким процессом в моделировании процессов изнашивания является анализ механизма изнашивания, который базируется на изучении процессов накопления повреждений в зоне трибоконтактного взаимодействия.

Циклическое нагружение поверхности, имеющее место при относительных перемещениях элементов узлов трения, порождает в контактном слое неоднородное поле внутренних напряжений, что является причиной накопления в этом слое трибоповреждений.

При разработке методов прогнозирования износа необходимо учитывать тот факт, что процессы накопления трибоповреждений являются эволюционными,

нестационарными случайными процессами и должны базироваться на описании феноменологических процессов деградации [1].

Целью данной работы является построение вероятностной модели накопления трибоповреждений.

Построение модели. Трибоповреждения относятся к классу кумулятивных повреждений, где под кумулятивным повреждением понимают необратимое накопление повреждений при циклических воздействиях [1]. На основе теоретической обработки огромнейшего экспериментального материала в работе [1] показано, что вероятностные модели феноменологических процессов накопления повреждений, построенные на основе макровских случайных процессов с дискретным временем и состояниями, описывают процессы кумулятивного накопления повреждений с высокой степенью адекватности.

Построение адекватных аналитических моделей и решение сопряженных задач для определения характеристик полей напряжений и температур в реальных узлах трения, является весьма сложной задачей и в большинстве случаев не представляется возможным. Поэтому, при их определении прибегают к численным методам компьютерного моделирования. В свою очередь, методы компьютерного моделирования, предполагают пространственно-временную дискретизацию расчетных моделей.

Используя модель удара [2], представим процесс накопления трибоповреждений в дискретной форме. Для этого введем следующие допущения.

1. Процесс эксплуатации изделия состоит из повторяющихся циклов нагружения (ЦН). Цикл нагружения — это повторяющийся период функционирования изделия, в течение которого могут накапливаться повреждения. Циклами нагружения измеряется время, которое в данном случае дискретно.

Допущение, что возникновение повреждений возможно только в период цикла нагружения не приводит к потерям в физике процесса, зато дает преимущества при построении вычислительных алгоритмов.

2. Состояния поврежденности являются дискретными и переходными. Если накопленное количество единичных трибоповреждений в окрестностях точки превысит некоторое пороговое значение, произойдет разрушение.

Допущение о дискретности состояний хорошо согласуется с экспериментальными данными о прерывистом характере развития диссеминированных повреждений в микрообъемах.

3. Накопление повреждений в ЦН зависит только от этого цикла и от состояния повреждения в его начале, а характеристики, определяющие жесткость ЦН, остаются неизменными в пределах данного цикла.

Данное условие постулирует, что повреждения рассматриваются только в начале и в конце ЦН. Модель ничего не говорит о количественных аспектах, того что происходит внутри ЦН. Таким образом, модель является вложенной, так как интерес представляют начало и конец ЦН. Это условие является условием вероятностного процесса Маркова, т.е. накопление повреждений в цикле нагружения зависит только от ЦН и состояния поврежденности в его начале. Каким образом достигнут этот уровень поврежденности — несущественно.

4. Вероятностную характеристику процесса накопления трибоповреждений введем исходя из допущения, что повреждения могут возникать только в период ЦН. Обозначим вероятность того, что в период цикла нагружения повреждения не возникнут через w_{ii} . Тогда, вероятность того, что повреждения возникнут, равна $1 - w_{ii}$, так как события образуют полную группу. Иными словами можно сказать, что система перейдет в следующее состояние поврежденности с вероятностью $1 - w_{ii}$. Если через некоторое количество ЦН концентрация трибоповреждений превысит пороговое

значение P_{tr}^* и произойдет разрушение, то система попадет в поглощающее состояние. Вероятность выхода из поглощающего состояния равна 0, а вероятность того, что система будет в нем находиться – 1. Примем, что до момента возникновения повреждений в ЦН реализуется последовательность независимых испытаний, с вероятностью "успеха" в одном испытании $1 - w_{ii}$.

Таким образом, получена модель накопления кумулятивных трибоповреждений, которую можно описать марковским случайным процессом с дискретным временем и состояниями. Рассматриваемая дискретная модель является вложенной в непрерывный физический процесс накопления кумулятивных повреждений.

Определение параметров модели. Параметры цепи Маркова считаются заданными, если заданы вектор начальных состояний и матрица переходных вероятностей (МПВ).

В большинстве случаев компоненты вектора начальных состояний $\pi_j(t=0)$, определяются из допущения, что в начальный момент времени система не имела повреждений и находилась в первом состоянии:

$$[\pi_j(t=0)] = [1, 0, 0, \dots, 0]. \quad (1)$$

В момент времени $t=1$ вероятности нахождения системы в том или ином состоянии определяются как произведение вектора начальных состояний $[\pi_j]$ на матрицу переходных вероятностей $[W_{ij}]$:

$$[\pi_j(t=1)] = [\pi_j(t=0)] \times [W_{ij}], \quad i, j = 1, 2, \dots, K_C, \quad (2)$$

где $[\pi_j(t=0)]$ – вектор начальных состояний;

$[\pi_j(t=1)]$ – вектор безусловных вероятностей нахождения системы в j -х состояниях ($j = 1, 2, \dots, K_C$) в момент времени $t=1$;

$[W_{ij}]$ – матрица переходных вероятностей;

K_C – количество состояний системы.

Вероятности состояний системы в момент времени $t > 1$ определяются как произведение вектора безусловных вероятностей $[\pi_j(t-1)]$ в момент времени $(t-1)$ на матрицу переходных вероятностей, задающую поведение системы в момент времени t :

$$[\pi_j(t)] = [\pi_j(t-1)] \times [W_{ij}], \quad i, j = 1, 2, \dots, K_C. \quad (3)$$

Матрица переходных вероятностей $[W_{ij}]$ считается заданной, если заданы вид и определены компоненты матрицы w_{ij} .

В работе [1] показано, что матрицы переходных вероятностей с единичными скачками вверх и наличием поглощающего состояния, наиболее полно отражают процесс накопления кумулятивных повреждений:

$$[W_{ij}] = \begin{bmatrix} w_{11}(t) & w_{12}(t) & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & w_{22}(t) & w_{23}(t) & 0 & 0 & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & 0 & 0 & w_{cc}(t) & w_{c(c+1)}(t) & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, c = 1, \dots, K_c. \quad (4)$$

Вопрос определения компонентов матрицы переходных вероятностей рассматривался с позиции определения соответствия между параметрами математической модели и физическими характеристиками процесса накопления трибоповреждений.

В большинстве физических подходов к моделированию поврежденности, скорость накопления поврежденности $V_{TP}(x, y, z, t)$ рассматривается как функция напряжений в данной точке, температуры и других параметров, в зависимости от механизма разрушения, вида материала и т. д.

Для описания процесса накопления поврежденности воспользуемся термокинетической теорией разрушения [3], которая делает возможным исследование совместного влияния напряженного состояния и температурных эффектов на разрушение в явном виде.

Согласно термокинетической теории скорость накопления повреждений задается соотношением [3]:

$$V_{TP}(x, y, z, t) = \frac{dP(x, y, z, t)}{dt} = \frac{1}{\tau^*} \exp\left(-\frac{U - \gamma \cdot \sigma(x, y, z, t)}{k \cdot T(x, y, z, t)}\right), \quad (5)$$

где U – энергия активации;

τ^* , γ – характеристики материала;

k – постоянная Больцмана;

$\sigma(x, y, z, t)$ – характеристика поля напряжений в точке с координатами (x, y, z) в момент времени t ;

$T(x, y, z, t)$ – абсолютная температура в точке с координатами (x, y, z) в момент времени t .

Исходя из физической сущности процесса накопления трибоповреждений, можно считать, что переходы из состояния в состояние происходят под воздействием потока трибоповреждаемости. При реализации события потока происходит переход системы в следующее состояние.

В данном случае, под событием потока трибоповреждаемости понимается изменение концентрации трибоповреждений на некоторую величину P_{TP} . Поток трибоповреждаемости, согласно центральной предельной теореме потоков, будет пуассоновским, а именно обладает свойствами ординарности и отсутствия последствия, что не нарушает основное требование марковского случайного процесса.

Исходя из физического смысла интенсивности потока как среднего числа событий в единицу времени для элементарного участка Δt , примыкающего к t [4], интенсивность потока трибоповреждаемости $\lambda_{TP}(t)$ в момент времени t определится как скорость трибоповреждаемости в момент времени t деленная на величину P_{TP} :

$$\lambda_{TP}(t) = \frac{V_{TP}(x, y, z, t)}{P_{TP}}, [\text{время}^{-1}], \quad (6)$$

где $V_{TP}(x, y, z, t)$ – скорость накопления трибоповреждений в момент времени t , ((объем×время)⁻¹);

P_{TP} – величина, определяемая из условия ординарности потока трибоповреждаемости, (объем⁻¹).

С учетом выражения (5) можно записать:

$$\lambda_{TP}(t) = \frac{\frac{1}{\tau^*} \exp\left(-\frac{U - \gamma \cdot \sigma(x, y, z, t)}{k \cdot T(x, y, z, t)}\right)}{P_{TP}}. \quad (7)$$

Величина P_{TP} определяется из условия, что за один цикл нагружения вероятность возникновения величины концентрации трибоповреждений большей P_{TP} , ничтожно мала.

Таким образом, через функцию скорости накопления трибоповреждений можно определить основную характеристику потока трибоповреждаемости, представляемого в виде марковской цепи – интенсивность потока повреждаемости $\lambda_{TP}(t)$, определяющую переходы системы из состояния в состояние.

Вероятность перехода $w_{ij}(t)$ марковской цепи из состояния i , в котором она находилась в момент времени t , в состояние j за элементарный промежуток времени Δt , определится из выражения:

$$w_{ij}(t) \approx \lambda_{TP}(t) \cdot \Delta t, \text{ для } i \neq j. \quad (8)$$

С учетом (7) получим:

$$w_{ij}(t) = \frac{\frac{1}{\tau^*} \exp\left(-\frac{U - \gamma \cdot \sigma(x, y, z, t)}{k \cdot T(x, y, z, t)}\right)}{P_{TP}} \cdot \Delta t. \quad (9)$$

Так как $0 \leq w_{ij} \leq 1$, $\lambda_{TP}(t) \cdot \Delta t \leq 1$, т.е. $0 \leq \Delta t \leq 1/\lambda_{TP}$.

Очевидно, что чем меньше Δt , тем точнее будет определяться вероятность перехода системы из состояния в состояние.

Если учесть, что при достижении некоторого порогового значения концентрации трибоповреждений P_{TP}^* происходит разрушение и система попадает в поглощающее состояние, то:

$$P_{TP} = \frac{P_{TP}^*}{K_C - 1}. \quad (10)$$

Тогда (9) примет вид:

$$w_{ij}(t) = \frac{\frac{1}{\tau^*} \exp\left(-\frac{U - \gamma \cdot \sigma(x, y, z, t)}{k \cdot T(x, y, z, t)}\right)}{P_{TP}^*} \cdot \Delta t \cdot (K_C - 1). \quad (11)$$

Таким образом, используя вероятностно-физический поход, получены параметры модели накопления трибоповреждений, описываемой марковским случайным процессом с дискретным временем и состояниями.

Используя характеристики поля напряжений и температур, в рамках данной модели можно воспроизвести различные типы разрушения. Безусловно, для получения адекватных моделей и решения сопряженных задач по определению характеристик

полей напряжений $\sigma(x, y, z, t)$ и температур $T(x, y, z, t)$ в реальных узлах трения необходимо прибегнуть к численным методам.

Учитывая особенности процессов изнашивания, материалы и условия функционирования трибосопряжений, в большинстве случаев можно считать, что мгновенное поле напряжений оказывает меньшее влияние на траекторию развития трещины, чем свойства повреждённого материала, а характерное время развития трещины существенно меньше характерного времени накопления поврежденности. В связи с этим принимается, что трещины распространяются мгновенно, а направление их развития в каждой точке определяется направлением минимального убывания накопленной поврежденности. Построив с помощью предложенной вероятностной модели, линии уровня функции накопления трибоповреждений, можно определить наиболее вероятные направления траекторий распространения трещин, оценить тип разрушений и характер процесса изнашивания.

Выводы. В результате проведенных исследований построена вероятностная модель накопления трибоповреждений, основанная на термодинамической теории разрушения. Для построения модели использован математический аппарат цепей Маркова. Определение параметров модели основано на вероятностно-физическом подходе. Использование представленной модели совместно с численными методами определения характеристик поля напряжений и температур позволит построить замкнутую модель процесса, оценить тип разрушений и характер процесса изнашивания.

Список литературы

1. Богданов Дж. Вероятностные модели накопления повреждений / Дж. Богданов, Ф. Козин; пер. с англ. — М. : Мир, 1989. — 344 с.
2. Esary J. D. Shock models and wear processes / J. D. Esary, A.W. Marshall, F. Prochan // Applied Probability. — 1973. — Vol. 4. — P. 627—650.
3. Регель Р.В. Кинетическая природа прочности твёрдых тел / Р. В. Регель, А. И. Слуцкер, Э. Е. Томашевский. — М. : Наука, 1974. — 560 с.
4. Венцель Е. С. Теория случайных процессов и ее инженерные приложения / Е. С. Венцель, Л. А. Овчаров — М. : Наука, 1991. — 384 с.

Р. Сорочатий, М. Диха

Імовірнісна модель накопичення трибо пошкоджень

Побудовано ймовірнісну модель накопичення трибопошкоджень. Для опису процесу накопичення пошкоджень використано термодинамічну теорію руйнування і математичний апарат ланцюгів Маркова. Використовуючи ймовірнісно-фізичний підхід, запропоновано спосіб визначення параметрів розробленої моделі.

R. Sorokaty, M. Dykha

The probabilistic model of accumulation of tribodamages

The probabilistic model of accumulation of tribodamages is built. For description of process of accumulation of damages the thermo-cinetic theory of destruction and mathematical vehicle of the Markov's chains is used. Taking probabilistic-physical approach, the method of determination of parameters of the developed model is offered.

Одержано 15.03.11

УДК 621:8.031.6:621.891

В.В. Коваленко, В.В. Пукалов, доценти, кандидати технічних наук,
В.З. Хіоні, ст. викл.*Кіровоградський національний технічний університет*

Вплив температури на процес витягування деталей з низьковуглецевих сталей з використання різних технологічних мастил

Проведене експериментальне дослідження впливу температури на процес витягування деталей з низьковуглецевих сталей на кривошипних пресах з використанням різних технологічних мастил. У результаті досліджень параметрів витягування підтверджено великий вплив на процес витягування температури. Наведені дані експериментальних досліджень
витягування, температура, кривошипний прес, вторинні структури, полімерне мастило

Температурні явища, які виникають при листовій штамповці суттєво впливають на стійкість штампів і на усі процеси, які виникають при витягуванні. Стійкість штампів - це кількість отриманих деталей до появи видимих дефектів, як на деталі так і на штамповому інструменті (матрицях, пуансонах). При цьому, стійкість штампів зі збільшенням отриманих деталей та температури, знижується. Цьому сприяє, як абразивне зношування інструментів (пуансонів, матриць), яке розвивається зі збільшенням отриманих деталей, так і поверхневе зношування, якому сприяє як збільшення температури на фрікційному контакті так і швидкість самого процесу витягування. У роботах [1,2], досліджували вплив температурного фактора на процеси, які протікають при холодному штампуванні приводять різні результати, але всі сходяться в одному, що при великих швидкостях пластичного деформування ($V > 0,1$ м/с) процес витягування відбувається як адіабатичний тепло, яке виділяється при цьому залишається у заготовці підвищуючи її поверхневу температуру. По даних [2], температура розігріву поверхні заготовки з дюралюмінію складала ($36...55^{\circ}\text{C}$), низьковуглецевих сталей ($63...97^{\circ}\text{C}$), корозійно-стійких сталей ($79...117^{\circ}\text{C}$). Загальна кількість теплоти Q , яка виділяється, якщо припустити, що процес витягування протікає, як адіабатичний, визначається:

$$Q = 0,9 \cdot \frac{A_B}{427} . \quad (1)$$

Середня температура нагрівання заготовки при операції витягування:

$$t_2 = \frac{Q + \sigma_{заг} \cdot t_1}{\sigma_{заг} \cdot C} , \quad (2)$$

де C - питома теплоємність метала;

t_1 - початкова температура заготовки;

$\sigma_{заг}$ - маса заготовки.

$$\sigma_{заг} = \frac{\pi}{4 \cdot 10^3} [D_0^2 - (d_n - 2 \cdot r_n)]^2 \cdot S \cdot \rho , \quad (3)$$

де S - товщина заготовки;

ρ - щільність матеріалу заготовки.

Тоді з урахуванням формул (1,2) температура розігріву заготовки, при витягуванні визначали за формулою:

$$t_2 = \frac{2,7 \cdot A_B}{[D_0^2 - (d_n - 2 \cdot r_n)]^2 \cdot S \cdot \rho} + t_1, \quad (4)$$

де A_B - робота витягування;

D_0 - початковий діаметр заготовки;

d_n - діаметр пуансона.

Була визначена температура нагрівання заготовки на операції витягування «корпуса гучномовця» (рис.1) з низьковуглицевої сталі з використанням полімерних мастил на кривошипних пресах. Роботу витягування визначали за допомогою спеціального штамп-прилада [3] при цьому враховували коефіцієнти тертя знайдені по спеціальній методиці $\mu = 0,085$, а також на машині тертя “Stainhape-Seta”[4]. На рис.2 приведений результат проведених експериментальних досліджень при наступних параметрах витягування: ст.08КП, $S = 1,0$, $d = 25$ мм, змащування-полімерна композиція. Роботу витягування (A_B) визначали, як площу фігури, яка обмежена кривою $P = f(\ell)$ по формулі Сімсона [4].

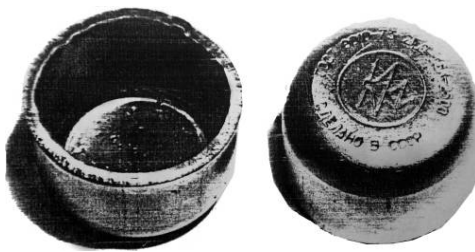
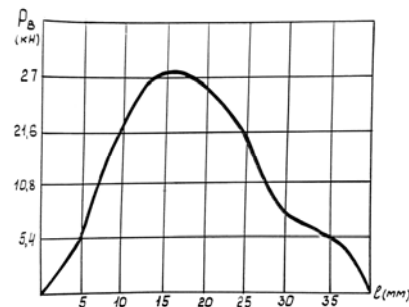


Рисунок 1 – Корпус гучномовця



(сталь 08КП, $\kappa = 1,84$, $d_0 = 25$ мм)

Рисунок 2 - Залежність зусилля витягування P_B від ходу пуансона

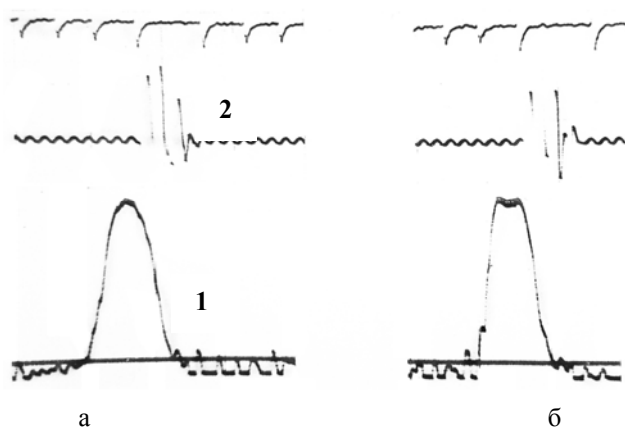
Температура розігріву заготовки з коефіцієнтом тертя $\mu = 0,085$

$$t_2 = \frac{2,7 \cdot A_B}{[D_0^2 - (d_n - 2 \cdot r_n)]^2 \cdot S \cdot \rho} + t_1 = \frac{2,7 \cdot 10943}{4,81 \cdot [4,6^2 - (2,5 - 1,6)^2 \cdot 0,1 \cdot 7,85]} + 20^0 = 59^0 C. \quad (5)$$

Температура розігріву заготовки з коефіцієнтом тертя $f = 0,060$

$$t_2 = \frac{2,7 \cdot A_B}{[D_0^2 - (d_n - 2 \cdot r_n)]^2 \cdot S \cdot \rho} + t_1 = \frac{2,7 \cdot 9952}{4,81 \cdot [4,6^2 - (2,5 - 1,6)^2 \cdot 0,1 \cdot 7,85]} + 20^0 = 55^0 C. \quad (6)$$

З метою експериментального визначення температури розігріву заготовки в процесі витягування проводились тензометричні дослідження [5], при цьому використовували модернізований штамп, аналогічний тому який використовували в заводських умовах, який встановлювали на пресі К2126 зусиллям 0,4 МН. На пуансоні штампа були наклеєні два активних тензодатчика типа ПКБ з базою 10 мм та опорою 2000 Ом та два компенсуючих датчика, підключення яких здійснювалось по мостовій схемі.



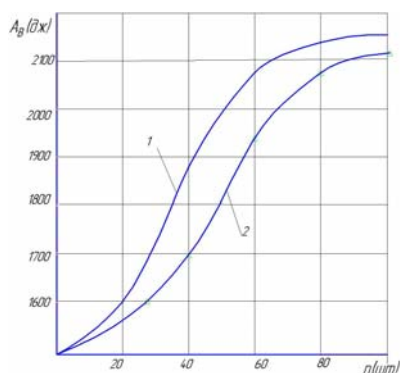
1 - Осцилограма зусилля витягування:
а- заводське мастило

2- Осцилограма температури:
б - полімерне мастило

Рисунок 3 - Типові осцилограми витягування корпусу гучномовця
(сталь 08КП, $\kappa=1,84$, $d_0=46\text{мм}$)

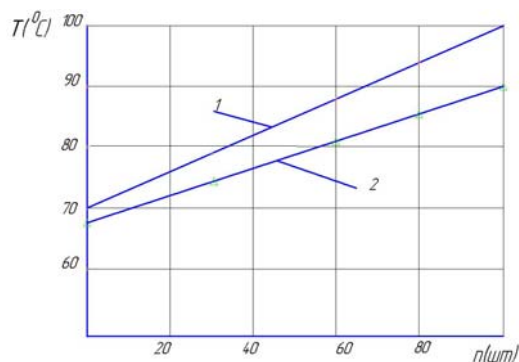
Підсилення сигналів проводилось за допомогою тензометричного підсилювача 8АНЧ-7М, з послідовним записом на шлейфовому осцилографі. Типова осцилограма процесу витягування приведена на рис.3.

Експериментальні дослідження залежності роботи витягування (A_B), температури нагрівання заготовки (t) від кількості отриманих деталей при роботі в різному технологічному середовищі представлено на рис. 4 та 5.



1- робота витягування при використанні полімерного заводського технологічного мастила;
2- робота витягування при використанні полімерного мастила

Рисунок 4 - Зміна роботи витягування (A_B) залежності від кількості отриманих при роботі в різному технологічному середовищі заводського технологічного мастила



1- температура розігріву деталі при використанні заводського технологічного мастила;
2- температура розігріву деталі при використанні мастила

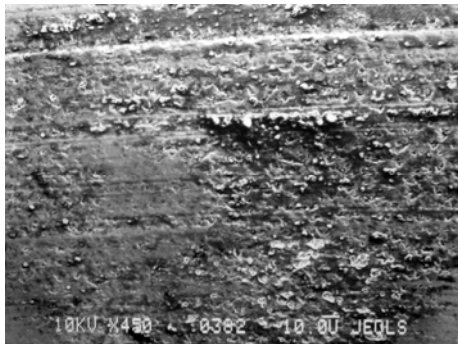
Рисунок 5 - Зміна температури нагріву заготовки (T) в залежності від кількості отриманих деталей при різному технологічному середовищі

З метою вивчення процесів, які проходили при операції витягування в різному мастильному середовищі використовували оптичний електронний мікроскоп “Neofot” (Німеччина), скануючий електронний мікроскоп “4-Camskan” (Англія), суміщений з рентгеноструктурним аналізатором поверхні “Link-860”. Знімалась топографія поверхні (рис. 6) перетяжного ребра матриці штампів зі сталі У8А на електронному мікроскопі “Neofot” (Німеччина), після отримання різної кількості деталей при використанні різних технологічних мастил.

На представлених мікрофотографіях видно, що поверхня тертя інструмента, який працює в полімерній композиції, покрита вторинними структурами II типу [5], які відрізняються великою протизношувальною здатністю і як наслідок менш схильна до

зношування на противагу інструменту, який працює при заводському змащуванні, поверхня інструмента, якого покрита вторинними структурами І типу, які мають порівняно невеликі аналогічні якості. При окисному механохімічному зношуванні одночасно протікає два процеси: мікропластична деформація поверхневих шарів і механохімічні реакції окиснення контактної поверхні інструмента. Умови протікання цих процесів далеко не однакові. Мікропластичні деформації найбільш істотні в момент робочого ходу, різко зменшуються при зворотному ході й зовсім відсутні в період між двома технологічними циклами. Що ж стосується процесів дифузії кисню в поверхневі шари металу, то вони протікають постійно, причому інтенсивність їх наростає зі збільшенням кількості деталей, що пояснюється поступовим збільшенням температури на контактній поверхні інструмента. Було досліджено розподіл елементів по поверхні тертя інструмента, яка здійснювалось за допомогою рентгеноструктурного аналізатора поверхні "Link-860". Отримана інформація показало збільшення концентрації на поверхні активного кислю O_2 з 5,5% до 14% при цьому збільшується температура і як наслідок руйнація вторинних структур.

На рис. 6-б видні явні признаки руйнації поверхневої плівки, і як наслідок ризи на поверхні деталі, що виготовляється.



а) полімерне мастило



б) заводське

Рисунок – 6 Топографія поверхні матриць (після виготовлення 1000 деталей), які працюють в різних технологічних мастилах ($\times 450$, У8А, $V = 0,3$ м/с, прес К2126 зусиллям 0,4 МН)

В результаті теоретичних та експериментальних досліджень параметрів витягування підтверджені великий вплив на енергосилові параметри витягування температури. Експериментальні значення визначення температури, які були знайдені, співпадали з аналітичними і мало відрізнялись від досліджень інших авторів. Процес витягування у полімерному середовищі (судячи по зміні роботи витягування та температурі розігріву поверхні деталі) проходить більш сприятливо в порівнянні з заводськими технологічними мастилами.

Список літератури

1. Трение и смазки при обработке металлов давлением. А.П. Грудев, Ю.В. Зильберг, В.Т. Тилик. Справ.изд. - М.: Металлургия, 1982.- 312 с.
2. Исаченков В.Е., Исаченков Е.И. Штамповка эластичными и жидкостными средами: -М.: Машиностроение, 1978.- 208 с.
3. Теоретичні дослідження енергосилових параметрів процесу витягування низьковиглецевих сталей з використанням полімерних мастил /В.В.Коваленко, В.В.Пукалов, В.З.Хіоні: Зб.наукових праць КНТУ "Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація." Вип. 22, Кіровоград, 2009, С.44-48.
4. Коваленко В.В., Ю.Ф. Харченко Повышение стойкости штампов для формоизменяющих операций листовой штамповки при изготовлении деталей сельскохозяйственных машин // Проблемы конструирования и технологи производства сельскохозяйственных машин: Тез. докл. Респуб. научн. -тех. конф. -Кіровоград, 1991.- С.95-96.

5. Коваленко В.В., Коваленко К.В. Применение полимеров для создания составов различного назначения. Збірник наукових праць КІСМ, №2, 1998.- с.78.

В. Коваленко, В. Пукалов, В. Хіоні

Влияние температуры на процесс вытяжки деталей из низкоуглеродистых сталей с использованием различных технологических смазок

Проведено експериментальное исследование влияния температуры на процесс вытягивания деталей из низкоуглеродистых сталей на кривошипных прессах с использованием разных технологических смазок. В результате исследований параметров вытягивания подтверждено большое влияние на процесс вытяжки температуры. Приведены данные экспериментальных исследований.

V. Kovalenko, V. Pukalov, V. Khioni

Experimental determination of energosilovikh parameters of process of drawing out of details from niz'kovuglecevikh staley with the use of polymeric butters

Experimental research of energosilovikh parameters of process of drawing out of details is Conducted from niz'kovuglecevikh staley on crank-type presses with the use of polymeric butters, which was made in place. Provedene research of topography is surfaces of instruments, which work in different lubricating environments with the use of the newest facilities of research of surfaces of friction, at c'mu found out the second structures which are created on a friction contact.

Одержано 18.03.11

УДК 539.43; 539.53+623.4

Е.К. Соловых, проф., канд. техн. наук

Кировоградский национальный технический университет

Повышение несущей способности конструкционных элементов газотурбинных установок

На основе создания многофункциональных вакуум-плазменных (PVD) покрытий рассмотрена проблема повышения несущей способности элементов газотурбинных установок, в частности, титановых лопаток компрессора. Исследовано также, влияние PVD-покрытий вида TiN, (TiAl)N и (TiC)N на эрозионную стойкость циклическую прочность титанового сплава под воздействием температуры 350...640⁰С и частоты нагружения 10 кГц. Рассмотрено влияние на образцы и детали из титанового сплава с покрытиями изотермической и термоциклической ползучести. Рабочие температуры находятся в диапазоне 350...640⁰С. Предложена концепция управления характеристиками поверхностного слоя и эксплуатационными показателями, позволяющими получать гарантированный эффект упрочнения деталей газотурбинных установок.

конструкционные элементы, газотурбинные установки, несущая способность, PVD-покрытия, титановый сплав

Введение. Наиболее ценными конструкционными материалами для газотурбинных установок являются титановые сплавы. Эффективное применение титановых сплавов находит в аэрокосмической промышленности [1]. Одно из важнейших достоинств Ti-сплавов – превышение стальных сплавов в 2 раза по удельной прочности в диапазоне температур до 300⁰С. Предел прочности σ_b сложнолегированных Ti-сплавов достигает 1500 МПа при относительном удлинении при разрыве δ до 15%. Жаропрочные Ti-сплавы эксплуатируются в интервале температур до 700⁰С. В двигателестроении наблюдается тенденция [2] замены сплавов на основе железа на Ti-сплавы с целью

повышения частоты вращения ротора, повышения давления и температуры на входе в турбину, снижения массы двигателя и увеличения удельного рабочего объема. Сдерживает применение Ti-сплавов низкое сопротивление ползучести при температурах выше 550°C , невысокая вибрационная прочность, связанная с высокой чувствительностью к состоянию поверхности, а также взаимодействие с газовой средой при повышенных температурах и низкая эрозионная стойкость.

В практике поверхностного упрочнения титановых сплавов известно применение практически всех традиционных технологий упрочняющих покрытий. Хотя накоплен значительный опыт по улучшению механических и триботехнических характеристик Ti-сплавов, достаточно удовлетворительного решения получено не было. Общим недостатком являлось то обстоятельство, что улучшение одной характеристики при нанесении покрытия приводило к существенному снижению остальных. Например, повышение эрозионной стойкости сопровождалось снижением предела выносливости и т.п.

Цель настоящей работы заключалась в повышении несущей способности деталей из титановых сплавов за счет нанесения многофункционального покрытия и разработке концепции управления технологией его формирования при одновременном повышении всего комплекса характеристик прочности и газоабразивной стойкости.

Методы исследования. Для исследования технологического процесса нанесения вакуум-плазменных покрытий использован метод многофакторного планирования эксперимента и математической обработки статистических данных, позволяющий представить процесс формирования покрытий в виде функциональных зависимостей входных и выходных параметров. В качестве критериев оптимизации были выбраны предел прочности, условный предел текучести, изотермическая и термоциклическая ползучесть в интервале температур до 700°C , предел высокочастотной многоцикловой выносливости и интенсивность изнашивания абразивными частицами композиции «основа-покрытие». Выбирая управляемые факторы, к изучению технологического процесса формирования покрытий подходили комплексно учитывая влияние конструкционных, технологических и эксплуатационных факторов.

В качестве технологии покрытий выбран метод PVD (физическое осаждение из парогазовой фазы), который является перспективным в промышленности как Украины, так и зарубежья. Технология нанесения включает три этапа: ионную очистку поверхности, плазмохимический синтез испаряемого материала в объеме камеры и на поверхности, а также конденсацию покрытия на детали. Использована модернизированная установка ННВ-6,6-И1 типа «Булат» с одновременным распылением материалов из трех катодов. Формирование поверхностного слоя происходит в импульсном режиме при наличии дополнительного нагревателя и устройства для сепарации плазменного потока [3, 4].

Для экспериментальных исследований влияния вакуум-плазменных покрытий TiN, (TiAl)N и (TiC)N на характеристики прочности и газоабразивной стойкости в качестве материала основы использован Ti- сплав VT20. Испытания проводили на лабораторных образцах, изготовленных из листового Ti-сплава толщиной 1,0 мм.

Испытания на кратковременную статическую прочность и пластичность при осевом растяжении проводили в соответствии ГОСТ 1497-84 и ГОСТ 25.505-85 в жестком режиме со скоростью перемещения активного захвата ≈ 5 мм/мин, что приблизительно соответствует скорости нагружения $30 \text{ МПа} \cdot \text{с}^{-1}$, с записью диаграммы растяжения в координатах «усилие - деформация».

Сравнительные испытания на изотермическую и термоциклическую ползучесть при фиксированном уровне нагрузки ($0,8\sigma_{\text{в}}$) проводили в условиях осевого растяжения при нагреве рабочей части образца путем фокусирования лучевой энергии в замкнутой

оптической безинерционной системе. Это позволяет нагревать образец до 1000°C без влияния электромагнитопластического эффекта и осуществлять охлаждение образца со скоростью до 100 град/с. Характеристики термического цикла: $350^{\circ}\text{C} \leftrightarrow 640^{\circ}\text{C}$, время нагревания – 10 с., охлаждения – 15 с [5].

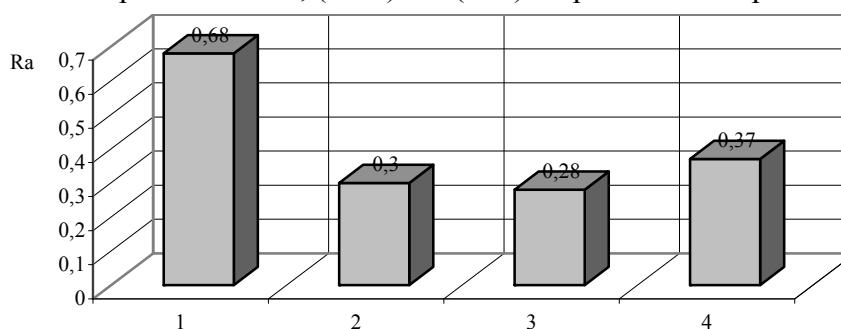
Оценка влияния вакуум-плазменных покрытий на сопротивление многоциклового усталости титановых сплавов проводилась с помощью высокочастотных (до 10 кГц) ускоренных усталостных испытаний на консольный изгиб при нагреве образца от источника инфракрасного излучения до 640°C [6].

Сравнительные испытания на газоабразивную стойкость проводили с помощью центробежного ускорителя, позволяющего моделировать процессы изнашивания. Во время исследования в качестве абразива использовался кварцевый песок дисперсностью 200 мкм, длительность его влияния составляла 2 часа. Скорость вращения ротора центробежного ускорителя – 3000 об/мин, при этом скорость вылета частиц достигала 80 м/с. Образцы устанавливали под углами 30, 45, 75 и 90° к вектору скорости вылетающих из ротора частиц.

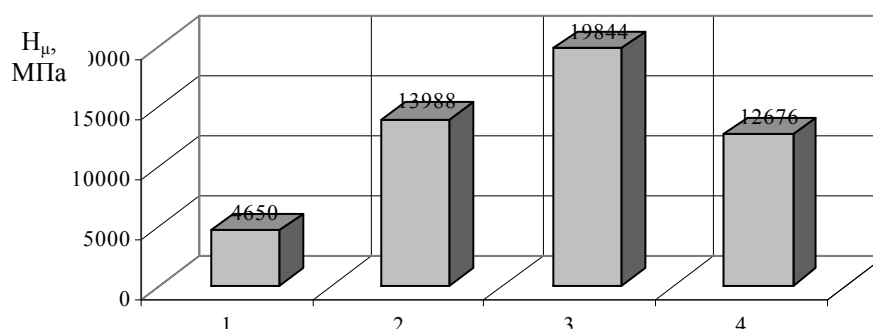
Результаты экспериментальных исследований и их обсуждение.

Для получения вакуум-плазменных покрытий TiN, (TiAl)N и (TiC)N с минимальной шероховатостью поверхности использовали сепаратор. Капельная фаза ионизированного потока, проходя через сепаратор, задерживается на его пластинах. Шероховатость поверхности титанового сплава BT20 с покрытиями определяли профилографом-профилометром 201ТО. Результаты приведены на рис. 1.

Исследования на микротвердость проводили согласно ГОСТ 9450-76 при помощи ПМТ-3, угол между противолежащими гранями алмазной пирамидки составлял 136° при нагрузке 100 г. Результаты измерения микротвердости сплава BT20 без покрытия и с покрытиями TiN, (TiAl)N и (TiC)N приведены на рис. 2.



1 – без покриття; 2 – з покриттям TiN; 3 – з покриттям (TiAl)N; 4 – з покриттям (TiC)N
Рисунок 1 – Значення шероховатості поверхності титанового сплаву BT20

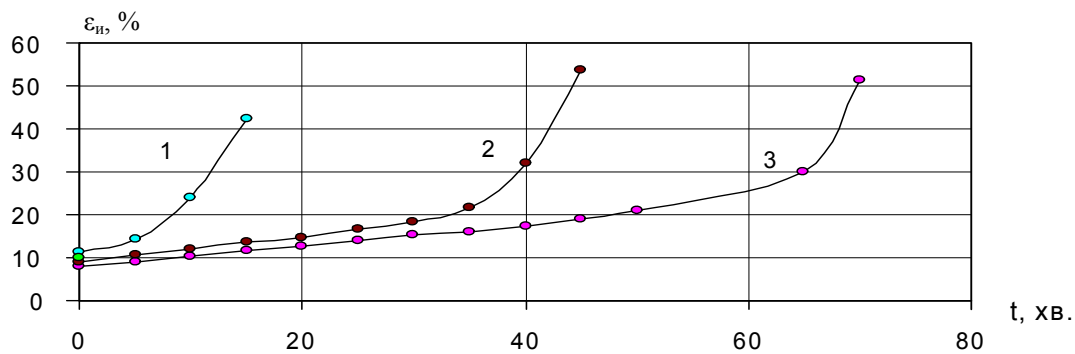


1 – без покриття; 2 – з покриттям TiN; 3 – покриттям (TiAl)N; 4 – з покриттям (TiC)N
Рисунок 2 – Микротвердість титанового сплаву BT20

Испытания на изотермическую и термоциклическую ползучесть титанового сплава ВТ20 с вакуум-плазменными покрытиями проведены на установке «Щелкунчик» [5, 7]. Основными повреждающими факторами в ускоренных термоциклических испытаниях являются резкие теплосмены. Ползучесть при постоянной статической нагрузке является чувствительным инструментом для фиксации изменения состояния как покрытия, так и поверхности раздела «основа-покрытие».

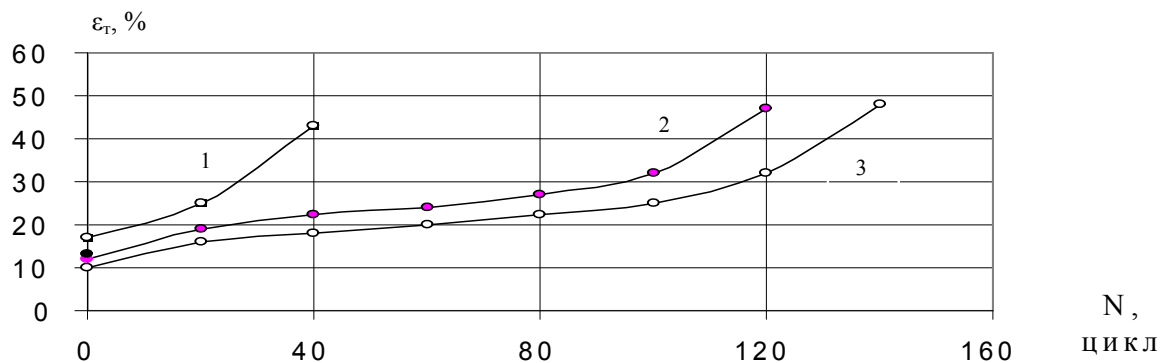
Кривые изотермической ползучести сплава ВТ20 с покрытием (TiAl)N приведены на рис. 3. Покрытие препятствует газонасыщению поверхностного слоя титанового сплава. Это резко снижает скорость ползучести, позволяет повысить температуру эксплуатации деталей [7].

На рис. 4 приведены кривые термоциклической ползучести сплава ВТ20 с покрытием (TiAl)N. Статическая нагрузка $0,8\sigma_b$. Нагрев и охлаждение образца осуществляли с максимальной скоростью до 100 град/с. Покрытие снижает скорость ползучести в 2...4 раза и повышает температурный интервал эксплуатации титанового сплава.



1 - без покрытия ($T = 590^{\circ}\text{C}$); 2 - покрытие (TiAl)N ($T = 623,4^{\circ}\text{C}$); 3 - покрытие (TiAl)N ($T = 606,7^{\circ}\text{C}$)

Рисунок 3 – Кривые изотермической ползучести сплава ВТ20 с покрытием (TiAl)N



1 - без покрытия при $T=610 \leftrightarrow 390^{\circ}\text{C}$; 2 - покрытие (TiAl)N при $T=623 \leftrightarrow 400^{\circ}\text{C}$;
3 - покрытие (TiAl)N при $T=606 \leftrightarrow 389^{\circ}\text{C}$

Рисунок 4 - Кривые термоциклической ползучести сплава ВТ20 с покрытием (TiAl)N

В качестве критериев оценки эрозионной стойкости использована потеря массы образца и интенсивность изнашивания K . Зависимость интенсивности изнашивания K титанового сплава ВТ20 от угла атаки абразива α приведена на рис. 5. Материал покрытия – (TiAl)N. В результате экспериментальных исследований установлено, что основным кинематическим параметром, определяющим характер разрушения

материала, есть угол падения абразива. Максимальная интенсивность изнашивания титанового сплава, как с покрытием, так и без, наблюдается при угле атаки 75° . Кроме этого, определено, что в зависимости от параметров технологического процесса эрозионная стойкость титанового сплава с вакуум-плазменными покрытиями возрастает до 10 раз [8].

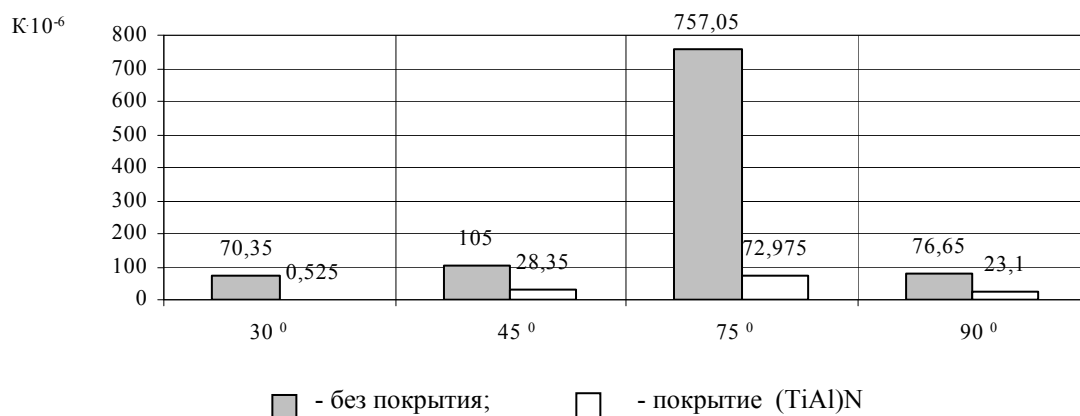


Рисунок 5 - Зависимость эрозионной износостойкости сплава VT20 от угла атаки абразива

Большинство покрытий на титановых сплавах, повышающих износостойкость, приводят к снижению предела многоциклового выносливости. Эта важнейшая характеристика определена на ультразвуковой установке при изгибных резонансных колебаниях образца с различными покрытиями при частоте нагружения 10 кГц [9].

Результаты сравнительных испытаний на усталость титанового сплава VT20 без покрытия и с покрытием (TiAl)N приведены на рис. 6 и 7. При этом, не смотря на некоторое повышение угла наклона кривых усталости на рис. 7, все варианты покрытий – TiN, (TiAl)N и (TiC)N – в целом повышают выносливость при данном числе циклов нагружения.

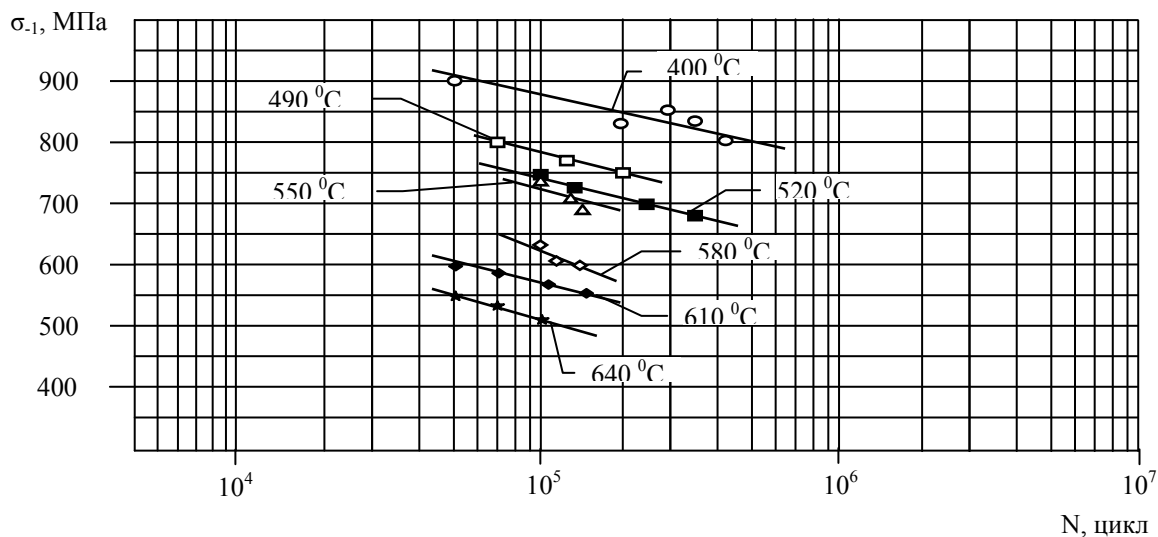


Рисунок 6 - Кривые усталости титанового сплава VT20 без покрытия

При решении задачи многокритериальной оптимизации технологический процесс характеризуется несколькими критериями. Вследствие этого возникает проблема выбора важности этих критериев и назначение им весовых коэффициентов. Поэтому и возникает задача определения некоторой компромиссной точки, которая в

равной мере может удовлетворять всем требованиям (компромисс за Парето). При оптимизации, по результатам экспериментальных исследований, использован метод случайного поиска на основе ЛП_т равномерно распределенных случайных точек.

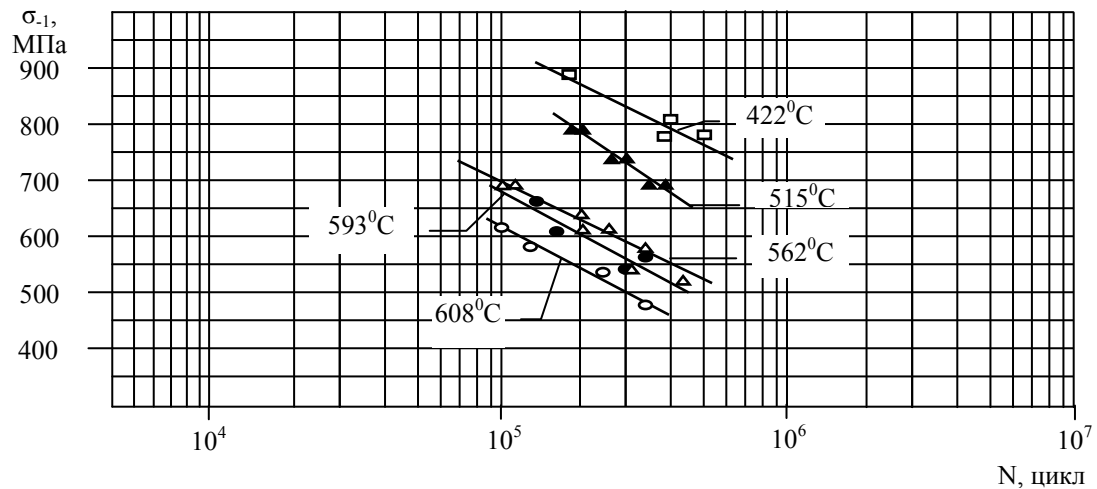


Рисунок 7 - Кривые усталости титанового сплава BT20 с покрытием (TiAl)N

Согласно методике математического планирования эксперимента [10], определение обобщенного критерия для каждого опыта экспериментальных испытаний состояло в использовании системы экспертных оценок, согласно которой каждому критерию оптимизации установлен “рейтинг” и рассчитаны весовые коэффициенты.

Наибольшее значение эффективности критерия качества (меньшее значение обобщенного критерия) отвечает покрытию (TiAl)N, реализованные в котором параметры технологического процесса и являются оптимальными.

Таким образом, в результате проведенной с использованием полученных математических моделей многокритериальной (компромисс за Парето) оптимизации было найдено оптимальное сочетание уровней факторов, которые влияют на критерии оптимизации: тип покрытия – покрытие (TiAl)N; толщина покрытия – $h_n = 6,5 \cdot 10^{-6}$ м; время ионной обработки – $t_{и.о.} = 405$ с; давление реакционного газа – $P_{р-г.} = 0,3602$ Па.

К тому же укажем, что конструкционные элементы из титановых сплавов с вакуум-плазменным покрытием (TiAl)N можно использовать при $T=593^{\circ}\text{C}$ без снижения эксплуатационных свойств. Это даст возможность на этапах создания (разработки и производства) газотурбинных установок вместо стальных материалов в качестве конструкционных материалов использовать титановые сплавы.

Оценка повышения ресурса конструкционных элементов газотурбинной установки за счет применения технологического процесса нанесения вакуум-плазменных покрытий состояла в определении комплексного показателя, базировавшегося на учете рангов, весовых коэффициентов и средних значений критериев оптимизации.

Благодаря повышению характеристик прочности и газоабразивной стойкости титановых сплавов с вакуум-плазменными покрытиями повышаются показатели надежности конструкционных элементов газотурбинных установок: интенсивность отказов уменьшается в 3,01 раза, снижается вероятность возникновения отказа в 2,72 раза, возрастает наработка на отказ в 2,72 раза, уменьшается частота отказов в 2,73 раза при повышении их ресурса в 2,67 раза.

Выводы

1. Усовершенствована технология нанесения PVD-покрытий. Путем сепарации капельной фазы ионизированного потока материала покрытий существенно минимизирована шероховатость поверхности детали. На примере сплава BT20 шероховатость снизилась в среднем в два раза всех трех видов покрытий TiN, (TiAl)N и

(TiC)N.

2. Измерение микротвердости сплава BT20 без покрытия и с покрытием TiN, (TiAl)N и (TiC)N показало существенное ее повышение в $\sim(1,5 \dots 4)$ раза).

3. На примере покрытия (TiAl)N показано, что скорость изотермической ползучести сплава BT20 снижается в $\sim(2 \dots 3)$ раза), а скорость термоциклической ползучести в $\sim(2 \dots 4)$ раза), что позволяет повысить температурный интервал эксплуатации деталей из титанового сплава. Таким образом, титановый сплав BT20 с покрытием (TiAl)N можно использовать при $T=600^{\circ}\text{C}$, что дает возможность применения титановых сплавов в ГТД вместо стальных метриалов.

4. Установлено, что максимальная интенсивность эрозионного изнашивания сплава BT20, как с покрытием, так и без покрытия, наблюдается при угле падения абразива 75° . При этом определено, что в зависимости от параметров технологии эрозионная стойкость сплава BT20 с покрытием (TiAl)N возрастает в 10 раз.

5. Покрытия TiN, (TiAl)N и (TiC)N, на принятой базе ограниченной выносливости, в целом повышают выносливость сплава BT20, как при нормальной, так и при повышенных температурах ($T=20 \dots 650^{\circ}\text{C}$).

6. Из решения задачи многокритериальной оптимизации установлено, что максимальное значение критерия качества отвечает покрытию (TiAl)N, реализованные в котором параметры технологического процесса и будут оптимальными.

8. Повышение ресурса элементов ГТД, за счет применения покрытий, обусловлено улучшенными характеристиками перечисленными в п.1-5, а также повышением соответствующих показателей надежности.

Список литературы

1. Повышение ресурса деталей ГТД из титановых сплавов / Богуслаев В.А., Долматов А.И., Жеманюк П.Д. и др. – Запорожье: ОАО «Мотор Сич», 2000. – 110 с.
2. Титановые сплавы в конструкциях и производстве авиадвигателей и авиационно-космической техники / Б.А. Колачев, Ю.С. Елисеев, А.Г. Братухин, В.Д. Талалаев. - М.: МАИ, 2001. – 411 с.
3. З., С23С 14/24, С23С 14/26. Оpubл. 10.09.2007, Бюл. № 14.
4. Пат. 26322 Україна, МКП 7 С23С 14/00, С23С 14/26. Установка для вакуум-плазмового напilenня: Ляшенко Б.А., Солових Є.К., Антонюк В.С.; Інститут проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України. – № 2004032217; Заявл. 25.03.07; Оpubл. 10.09.2007, Бюл. №14 – 2 с.
5. Пат. 5174 Україна, МКП 7 С23С14/00. Установка для вакуум-плазмового напilenня: Мірненко В.І., Ляшенко Б.А., Рутковський А.В., Петренко А.М.; Інститут проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України. – № 20040705862; Заявл. 16.07.04; Оpubл. 15.02.05, Бюл. №2 – 3 с.
6. Солових Е.К., Ляшенко Б.А., Рутковский А.В. и др. Технологическое обеспечение вакуум-плазменных покрытий дискретной структуры // Технологические системы. – 2007, № 2. – С.22–27.
7. Пат. 2489 Україна, МКП 7 G01N3/00. Установка для дослідження зразків матеріалів на термомеханічну втому: Ляшенко Б.А., Трапезон О.Г., Рутковский А.В., Мірненко В.І., Бондар А.В.; Інститут проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України. – № 2003076427; Заявл. 09.07.03; Оpubл. 17.05.04, Бюл. №5 – 3 с.
8. Мірненко В.І., Рутковский А.В., Петренко А.М. Вплив вакуум-плазмових покриттів на ізотермічну та термоциклічну повзучість титанового сплаву BT20 // Вісник Черкаського державного технологічного університету. – Черкаси: ЧДТУ. – 2004. – №1. – С. 41-45.
9. Ляшенко Б.А., Мірненко В.І., Рутковский А.В., Петренко А.М. Газоабразивна стійкість титанового сплаву BT20 з вакуум-плазмовими покриттями // Проблеми трибології. – 2004. – №2. – С. 142-149.
10. Трапезон А.Г., Мирненко В.И., Бондарь А.В. Циклическая прочность титановых сплавов при нормальных и повышенных температурах в условиях высокой частоты нагружения // Вібрації в техніці та технологіях. – 2004. – №5(37). – С. 85-88.
11. Радченко С.Г. Математическое моделирование технологических процессов в машиностроении. – К.: ЗАО «Укрспецмонтажпроект», 1998. – 274 с.

Є. Солових

Підвищення несучої здібності конструкційних елементів газотурбінних устаткувань

На основе создания многофункциональных вакуум-плазменных (PVD) покрытий рассмотрена проблема повышения несущей способности элементов газотурбинных установок, в частности, титановых лопаток компрессора. Исследовано также, влияние PVD-покрытий вида TiN, (TiAl)N и (TiC)N на эрозионную стойкость циклическую прочность титанового сплава под воздействием температуры 350...640⁰C и частоты нагружения 10 кГц. Рассмотрено влияние на образцы и детали из титанового сплава с покрытиями изотермической и термоциклической ползучести. Рабочие температуры находятся в диапазоне 350...640⁰C. Предложена концепция управления характеристиками поверхностного слоя и эксплуатационными показателями, позволяющими получать гарантированный эффект упрочнения деталей газотурбинных установок

E. Solovykh

Increase of carrying capacity of constructional elements of gas-turbine plants

On the base of creation of multifunctional vacuum plasma coats (PVD) the problem of increasing carrying capacity of elements in gas-turbine plants-titanium compressor blade is considered the article. The influence of PVD-coats like TiN, (TiAl)N and (TiC)N on erosion resistance, repeated strength of titanium alloy under the action of the temperature 350...640⁰C and loading frequency 10 kg-c is also investigated. The influence on the samples and details of titanium alloy with coats of exothermic and thermo cycling creepage is considered. The conception of control by characteristics of surface layer and operation indicators which allow to get the guaranteed effect of detail hardening of gas-turbine plants is suggested.

Одержано 18.03.11

УДК 621.746.5

В.І. Дубодєлов, проф., д-р техн. наук, М.С. Горюк, канд. техн. наук

Фізико-технологічний інститут металів і сплавів НАН України, м. Київ

В.М. Ломакін, доц., канд. техн. наук, В. В. Пукалов, доц., канд. техн. наук

Кіровоградський національний технічний університет

Застосування магнітодинамічної установки в циркуляційному контурі для плавки відходів алюмінієвих сплавів

Розроблено магнітодинамічний циркуляційний контур для переплаву алюмінієвих відходів з розвиненою поверхнею. Головним елементом створеного контуру є магнітодинамічний насос, який забезпечує керовану циркуляцію та індукційний нагрів розплаву в системі.

магнітодинамічний контур, алюмінієві відходи, насос, стружка, плавка, сплав

Плавка стружки і інших видів алюмінієвого металобрухту з розвиненою поверхнею і лакофарбними покриттями супроводжується великим угаром, особливо у відбивних печах. При цьому в металевий розплав потрапляє велика кількість оксидних включень. Вдале рішення задачі плавки такої шихти знайшла на початку 1970-х років американська фірма The Carborundum Company Refractories & Electronics Division Metallurgy Branch [1]. Рідкий алюмінієвий сплав, перегрітий у відбивній печі, перекачується за допомогою механічного насоса (рис. 1) у спеціальну плавильну камеру, що необігрівається, розташовану поза піччю. У цю ємність завантажуються металобрухт, який плавиться за рахунок тепла рідкого металу, нагрітого в печі. З

плавильної камери розплав перетікає знову у відбивну піч (рис.2). Процес циркуляції металу по замкнутому контуру триває до закінчення плавки. При використанні такої технології істотно знижується угар металу в порівнянні з плавкою безпосередньо в печі. Одночасно забезпечується перемішування розплаву в печі, що особливо важливо для широко поширених відбивних печей, де практично відсутня термогравітаційна конвекція. Проте із-за ненадійності механічних насосів і їх швидкого зносу технологія не набула широкого поширення.

У 1990-х роках англійська фірма «EMP Technologies Ltd» [2] удосконалила цей технологічний процес, замінивши механічний насос для перекачування рідких металів електромагнітним циліндровим насосом з рухомих магнітним полем. Швидкість плавлення металобрухту до 6 т/год. Схема процесу (рис. 3) аналогічна схемі (рис. 2). Зовнішній вигляд застосованого електромагнітного насоса показаний на рис. 4.

В даній роботі проводилися експериментальні дослідження по використанню магнітодинамічного насоса (МДН) [3] замість циліндрового електромагнітного насоса з рухомих магнітним полем. Підставою для проведення роботи виявилась наявність ряду переваг, якими володіє МДН. Наприклад, магнітодинамічний насос МДН-6А забезпечує витрату рідкого металу близько 20 т/ч при споживаній потужності 35 кВт. Причому близько 90% потужності витрачається на нагрівання металу, що проходить через нього, в той час як циліндровий насос практично не нагріває метал, що проходить через нього.

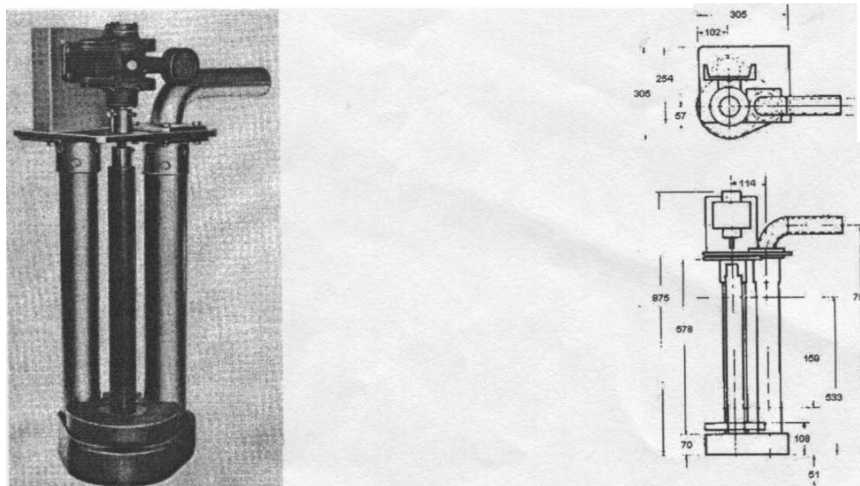


Рисунок 1 - Механічний насос для алюмінієвих сплавів (The Carborundum Company Refractories & Electronics Division Metallurgies Branch) (зовнішній вигляд і ескіз)

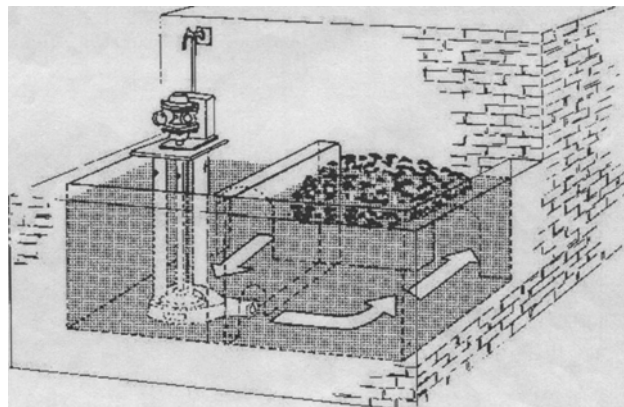


Рисунок 2 - Схема процесу плавки металобрухту з розвинутою поверхнею за рахунок тепла розплаву, що циркулює під дією механічного насоса (The Carborundum Company Refractories & Electronics Division Metallurgies Branch)

Крім того, коефіцієнт потужності магнітодинамічного насоса складає в середньому 0,65, а у циліндрового насоса не перевищує 0,1. Конструктивні особливості МДН дають можливість в процесі електромагнітного транспортування алюмінієвого сплаву по замкнутому контуру проводити його позапічну обробку. Технічну характеристику МДН не складно змінити відповідно до нових технічних вимог. Наприклад, у декілька разів підвищити витрату і теплову потужність, а вертикальне розташування каналу замінити горизонтальним. В той же час необхідно відзначити, що безумовною перевагою насоса з рухомим магнітним полем перед МДН є простота каналу, що є прямою круглою трубою з карбіда кремнію. Проте ця перевага досягається ціною дуже низького коефіцієнта потужності і великого тепловиділення в індукторі. Для експлуатації такого насоса завжди потрібне інтенсивне безперебійне водяне охолодження, тоді як для МДН в більшості випадків достатньо повітряного охолодження. У разі аварійного відключення електроенергії магнітодинамічний насос може бути без ускладнень запущений знову через 30-40 хвилин, тоді як в каналі насоса з рухомим магнітним полем за цей час метал затвердне і розплавити його індукційними струмами буде неможливо.

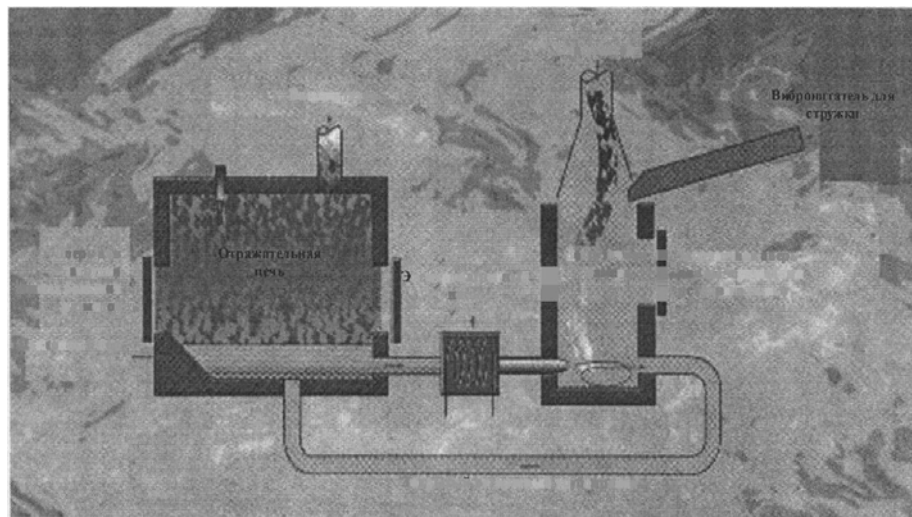


Рисунок 3 – Схема процесу плавки з використанням електромагнітного насоса з рухомим магнітним полем (EMP TECHNOLOGIES LIMITED)

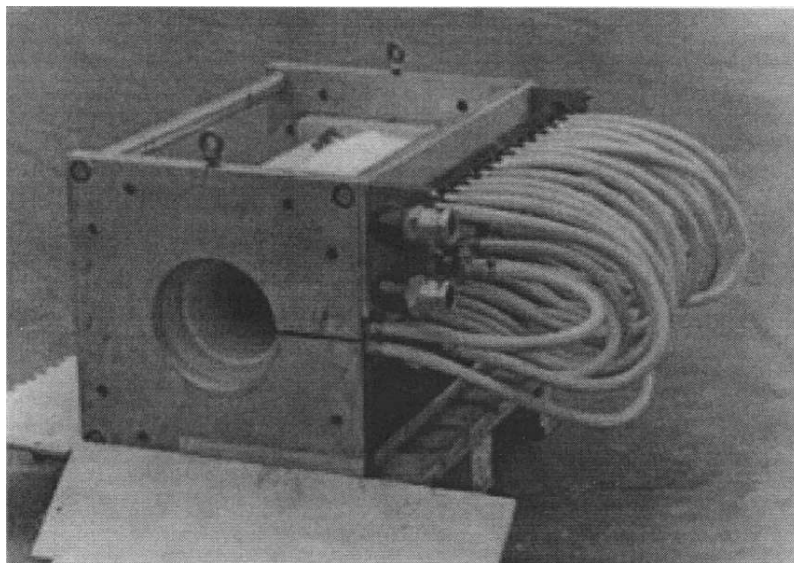
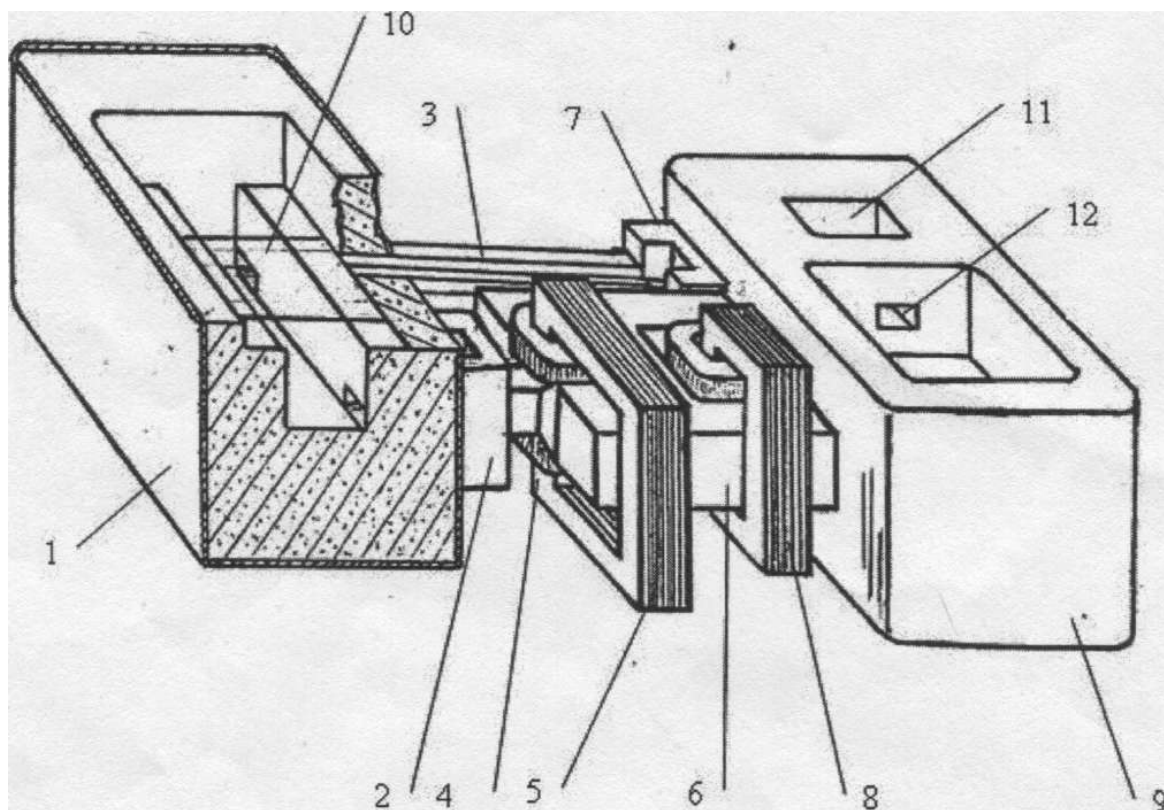


Рисунок 4 – Зовнішній вигляд циліндрового електромагнітного насоса з рухомим магнітним полем (EMP TECHNOLOGIES LIMITED)

Мета роботи полягала в тому, щоб експериментально встановити, наскільки придатний МДН для описаної технологічної схеми. Необхідно підкреслити, що в даній роботі йдеться про модель плавильного пристрою, а не про промислову плавильну установку. У лабораторних умовах нереально провести дослідження з використанням відбивної печі місткістю в декілька тон. Головне завдання роботи з моделлю полягає в отриманні експериментальних даних для побудови математичної моделі промислового процесу плавки з використанням магнітодинамічної установки в плавильному контурі. Додатково до основної мети було намічено розробити технологію фільтрації сплаву в замкнутому контурі. Це дозволить очистити сплав від оксидних включень і одночасно захистити канал МДН від заростання металом.

Для вирішення поставленої задачі була розроблена і виготовлена фізична модель плавильного пристрою, що має наступні послідовно сполучені елементи: камеру, що обігрівається, імітуючу плавильну відбивну піч, електромагнітний насос типу МДН-ЗА, необігрівальну плавильну камеру і жолоб, по якому розплав повертається в камеру, що обігрівається (рис.5 і 6). Таким чином, модель має всі основні елементи циркуляційного плавильного контура (рис.3). Насос МДН-ЗА застосували у зв'язку з тим, що він конструктивно оформлений з горизонтальним каналом, що необхідно для реалізації контура. Насос МДН-6А міг би бути теж успішно застосований, проте для цього довелося б його конструктивно переробляти. До того ж в 1,5 разу зросла б маса металу, необхідна для запуску. Це істотно вплинуло б на вартість моделі. Технічна характеристика (таблиця 1), включає основні параметри моделі.



1 - плавильна камера, що необігрівається; 2 - 1-й перехідник; 3 - жолоб; 4 - робоча зона магнітодинамічного насоса; 5 - електромагніт; 6 - канал; 7 - 2-й перехідник; 8 - індуктор; 9 - камера, що обігрівається; 10 – сухий под; 11 - проміжна камера; 12 – отвір

Рисунок 5 - Схема фізичної моделі плавильного пристрою для дослідження процесу плавки по схемі рис. 3 з використанням електромагнітного насоса МДН-ЗА

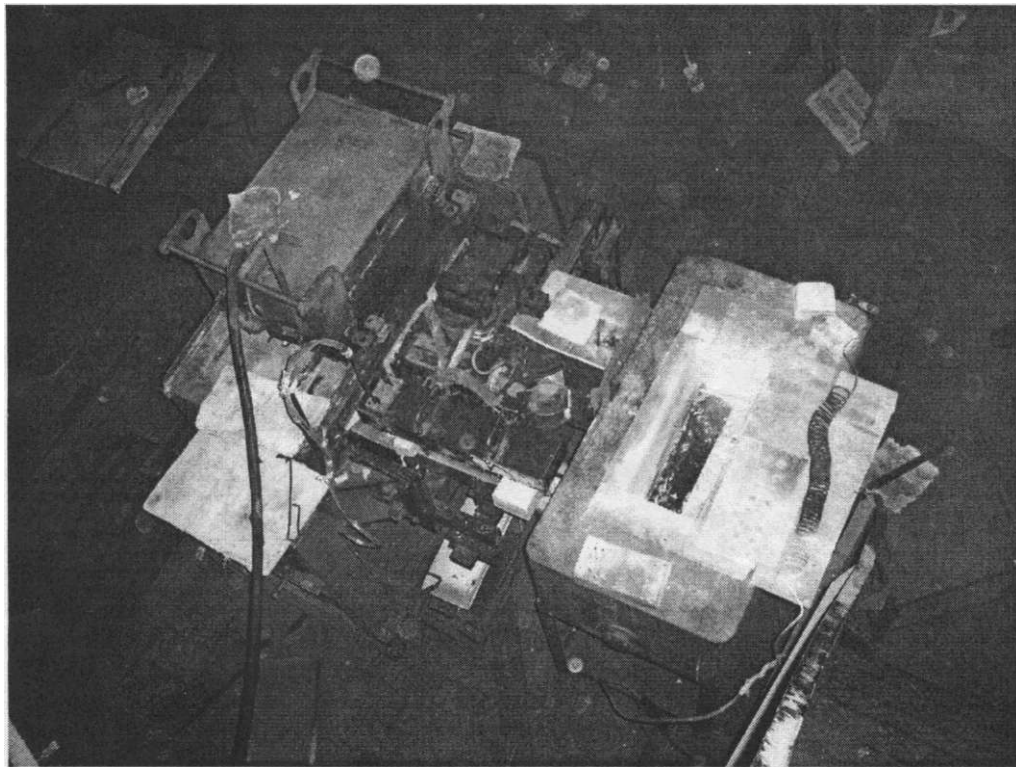


Рисунок 6 – Зовнішній вигляд фізичної моделі, побудованої по схемі рис. 5

Таблиця 1 - Технічна характеристика установки - фізичної моделі плавильного циркуляційного контура

| Параметр | Значення |
|---|----------------|
| Електрична потужність спіралей камери, що обігрівается, кВт | 8,0 |
| Активна потужність індуктора магнітодинамічного насоса МДН-3, кВт | 7,2 |
| Електрична потужність обігрівача на жолобі, кВт | 1,0 |
| Діапазон регулювання напруги на індукторі і електромагніту, В | 0-380 |
| Максимальна величина електричного струму в обмотці індуктора, А | 40 |
| Максимальна величина електричного струму в обмотках електромагніту, А | 50 |
| Коефіцієнт потужності індуктора ($\cos \varphi$) | 0,6 |
| Мінімальна маса металу, що необхідна для запуску установки, кг | 80 |
| Максимальна місткість установки, кг | 200 |
| Габарити установки, мм | 1950x1750x1300 |
| Діапазон регулювання витрати металу в робочому режимі, кг/с | 0,15-2,0 |

В якості металобрухту, що підлягав переплавці, вибрали найбільш несприятливу для цієї мети шихту - алюмінієві банки з під різних напоїв, кришки від пляшок і корпуси електролітичних конденсаторів, що вийшли з ладу (рис.7).

Після запуску моделі плавильного контура порцію шихти масою 1-2 кг висипали на поверхню потоку рідкого металу в плавильну камеру. Як було встановлено в експерименті, при товщині шару до 100 мм така шихта не занурюється в рідкий метал із-за малої середньої щільності і не зноситься потоком, а залишається на ньому, утримуваний окисною плівкою. Відбувається вигорання лакофарбних покриттів, органічних забруднень і видалення вологи. При цьому шихта окислюється незначно, а

газоподібні продукти горіння не потрапляють в рідкий метал. Наступну порцію шихти завантажували поверх попередньої. При цьому нова порція дією своєї ваги занурює в рідкий метал попередню, яка при цьому плавиться в потоці. У знов завантаженій шихті відбувається вигорання покриттів і сушка. Після декількох завантажень на поверхні потоку накопичувався шлак, його видаляли і продовжували плавку.

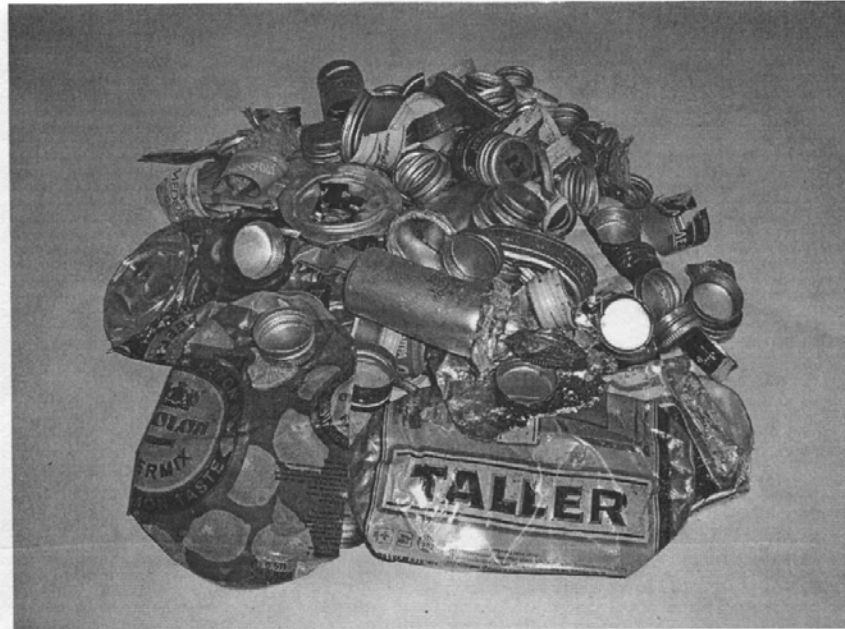


Рисунок 7 - Металобрухт з розвинутою поверхнею та лакофарбними покриттями, що підлягає переплавці на фізичній моделі плавильної установки (рис. 7)

Очевидно, що такий спосіб ведення плавки не запобігає надходженню в розплав оксидних включень, тому на виході з плавильної камери був встановлений пінокерамічний фільтр «CERALU», з показником пористості (PPI) 40 пор на квадратний дюйм, німецької фірми «Drache Umwelttechnik Gmb & Co. KG». Схема його розташування і фотографія в роботі показані на рис. 8. Бічні поверхні фільтру були покриті непроникним для розплаву шаром спеціального матеріалу. Ефективність роботи фільтру, залежить від швидкості протікання рідкого металу через нього.

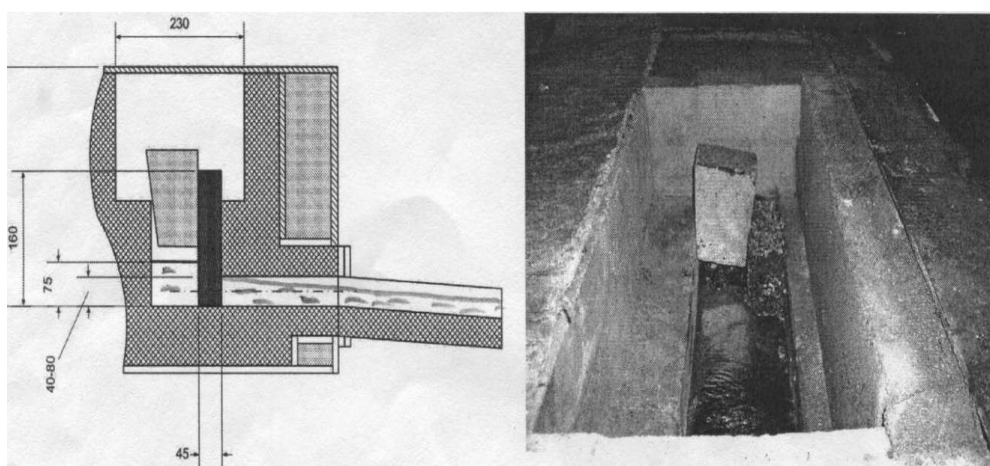


Рисунок 8 - Схема зони фільтрування металу на виході із плавильної камери і фільтр, встановлений на виході із плавильної камери при роботі моделі плавильної установки

В інструкції до фільтру вказується оптимальна величина витрати фільтрованого металу через одиницю його площі. В описуваному експерименті робоча площа фільтру визначалася площею вихідного отвору з плавильної камери, яку він перекривав.

Відповідно цій площі оптимальна витрата рідкого металу через фільтр на виході з плавильної камери повиненна знаходитися в інтервалі 0,10-0,15 кг/с.

Перепад рівнів розплаву в плавильній камері відносно обігріваної під час плавки складав біля 100 мм. При цьому на індуктор подавали напругу 350 В, а на електромагніт 120 В. Струми, що протікають по обмотках індуктора і електромагніту складали відповідно 32 і 6 А. Мала величина струму в електромагніті пояснюється тим, що рідкометалевий виток індуктує в ньому магнітне поле такого напрямку, який відповідає режиму нагнітання. Тому на електромагніт подавали напругу, протилежну по фазі індуктованій, оскільки навіть при знятті напруги з електромагніту в контурі створюється надмірно велика витрата рідкого металу.

Температура розплаву на вході в плавильну камеру в початкові моменти після запуску складала 780 °С, а втрата температури при проходженні ділянки замкнутого необігріваного металлотракта не перевищувала 4 °С. При циркуляції металу на протязі 90 хвилин без плавлення шихти, температура знизилася і стабілізувалася на рівні 730 °С. Після цього протягом 1 години було розплавлено близько 5 кг металобрухту, тип якого показаний на рис. 7. В процесі плавки температура знизилася до 680°С, проте після припинення плавки температура зросла до 730°С протягом 20 хвилин.

Враховуючи результати роботи [4], де була експериментально доведена ефективність фільтрації рідкого алюмінієвого сплаву в установці МДН-6А в замкнутому контурі “тигель- канал” установки, на моделі провели два основні експерименти при ідентичних початкових станах. Перший експеримент - плавка без фільтрації. Другий - з фільтрацією. При запуску моделі в обох експериментах використовували однаковий сплав, близький по складу до АК7. Перед плавленням і після плавлення однакової кількості шихти (5кг), відлили циліндрові зразки діаметром 15 мм, з яких виготовили поперечні шліфи. Аналіз результатів показав, що в першому експерименті ніякої зміни в макроструктурі не відбулося, тоді як в другому в 3 - 4 рази зменшився середній розмір макрозерна, що свідчить про ефективність фільтрації.

Таким чином, головними підсумками проведеної роботи є наступні результати:

1. Експерименти не виявили ніяких протипоказань по застосуванню магнітодинамічних насосів в плавильних контурах «відбивна піч - магнітодинамічний насос - плавильна камера, що необігрівается- -відбивна піч».
2. Експериментально визначені параметри, необхідні для побудови математичної моделі, що відображає реальний процес плавлення в досліджуваному плавильному контурі для розрахунку промислового варіанту.
3. Пінокерамічний фільтр, встановлений на виході з плавильної камери, що необігрівается, ефективно затримує неметалеві включення, наявні в рідкому металі, і надійно захищає канал магнітодинамічної установки від заростання металом.
4. Показано, що в плавильній камері, що необігрівается, при дотриманні певних умов можна випалювати лакофарбні покриття шихти з розвиненою поверхнею, завантажуючи її безпосередньо на поверхню потоку розплаву.

Список літератури

1. Комплект технических материалов, касающихся различных типов насосов для перекачки жидких металлов, направленный в 1974 г Институту проблем литья АН УССР Всесоюзным объединением «Лицензинторг», г.Москва. Материалы были получены от фирмы «The Carborundum Company Refractories & Electronics Division Metallurgical Branch» (США).
2. Web: WWW/emptechnologies/com
3. Магнитодинамические насосы для жидких металлов/ Полищук.В.П., Цин М.Р., Горн Р.К. и др.- Киев : Наук. Думка, 1989. - 256 с.

4. Велик В.И., Фиксен В.Н., Скоробагатько Ю.П. Рафинирование и модифицирование алюминиевого сплава АД31 в магнитодинамической установке // Процессы литья. - 2004. №3.- С. 20-24.

В. Дубоделов, М. Горюк, В. Ломакин, В. Пукалов

Использование магнитодинамической установки в циркуляционном контуре для плавки отходов алюминиевых сплавов

Разработан магнитодинамический циркуляционный контур для переплава алюминиевых отходов с развитой поверхностью. Главным элементом созданного контура является магнитодинамический насос, который обеспечивает управляемую циркуляцию и индукционный нагрев расплава в системе

V. Dubodelov, M. Goryuk, V. Lomakin, V. Pukalov

Using of magnetodynamic equipment in a circulative contour for melting down wastes of aluminum alloys

The magnetodynamic circulative equipment for smelting-down aluminum waste with large surface is developed. The main element of created equipment is magnetodynamic pump which provides controlled circulation and inductive overheating alloys in system

Одержано 16.03.11

УДК 630.377.4

О.Г.Кривоконь, доц., канд. філософ. наук

Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут»

Класифікаційні ознаки навантаження опорної основи ходових систем мобільних енергетичних засобів

У статті розглянуто класифікаційні ознаки мобільних енергетичних засобів відповідно до різноманітних за генезою критеріїв. Висвітлюється залежність постійного навантаження та розвиток деформації опорної основи від часу.

опорна основа, мобільні енергетичні засоби, деформація, постійне навантаження

Різні автори з метою систематизації конструкційних і експлуатаційних особливостей намагались класифікувати мобільні енергетичні засоби (МЕЗ). Методологічні підходи базувались на певних критеріях. У рамках формальних класифікаційних ознак широко представлені такі групи МЕЗ, як транспортно-технологічні системи (ТТС), будівельно-дорожні машини (БДМ), колісні машини, трактори, автомобілі тощо. Вивченням класифікації МЕЗ займаються Баловнев В.І., Беляков В.В., Бородачев І.П., Бочаров Н.Ф., Гоberman Л.А., Домбровський Н.Г., Ксеневич І.П., Платонов В.Ф., Полунгян А.А., Хархута Н.Я. та багато інших вчених.

Грунти і дорожньо-будівельні матеріали, як основні елементи опорної основи МЕЗ, мають різну фізичну природу, склад, структуру, властивості. У рамках певних формальних класифікаційних ознак їх подають такі вчені: Богуславський А.М., В'ялов С.С., Гезенцевей Л.Б., Герсєванов Н.М., Гольдштейн М.Н., Горєлишев Н.В., Зарецький Ю.К., Колотілін В.Є., Корольов І.В., Куляшов А.П., Сергєєв Є.М., Цитович Н.А., Ковтун В.В., Фірман П.Н., Пашенко В.Ф. та інші.

© О.Г.Кривоконь, 2011

Аналіз динаміки системи, яка описує процес взаємодії різних МЕЗ з опорною основою, передбачає визначення кількості закономірностей поведінки її складових у часі.

Підвищення працездатності, надійності та ефективності механізмів, систем і МЕЗ в цілому доцільно проводити на етапі проектування шляхом складання відповідних математичних та інших типів моделей. У результаті розрахунку і аналізу визначаються особливості взаємодії машин із зовнішнім середовищем, їх раціональні параметри і режими роботи. При цьому необхідно розглядати працездатний стан об'єктів проектування в обов'язковому зв'язку з опорною основою як складовою частиною загальної взаємопов'язаної системи «людина – машина – робочий орган – об'єкт впливу – навколишнє середовище», а також її підсистем, таких як «людина», «двигун – трансмісія – ведучі колеса», «кістяк – підвіска – мости – рушій», «агрегатована машина», «зовнішнє середовище», «рушій – опорна основа» тощо.

Так, наприклад, окремо розглядаються питання надійності та працездатності підсистем «людина» [3, 5], «двигун – трансмісія – ведучі колеса» [2, 4], «кістяк – підвіска – мости – рушій» [7, 9, 10], «агрегатована машина» [1].

Слід особливим чином виділити підсистему «машина – навколишнє середовище», а також – «ходову систему – опорна основа». В окремих конкретних випадках обидві частини цієї підсистеми можуть набувати різних станів і здатності до забезпечення необхідних від них функцій.

Для опорної основи МЕЗ різної природи, що є середовищем з яскраво вираженими пружньо-в'язко-пластичними властивостями, це проявляється у віддзеркаленні таких експлуатаційних характеристик, як міцність, вологостійкість, морозостійкість, зчипні властивості, опір руху, піддатливість, пружність, деформаційність тощо.

Так, при навантаженні шару опорної основи *різної фізичної природи* (грунти, бетонні й асфальтобетонні суміші, щебінь, гравій, сніг тощо) постійним навантаженням σ_K (рис. 1.1, а), розвиток деформації опорної основи Δ , буде протікати за різними законами (з розвиваючою, з усталеною або з затухаючою повзучістю при різній швидкості повзучості в певний момент часу t). Це пояснюється, в першу чергу, різною структурою матеріалу опорної основи (рис. 1.1, б). З іншого боку, один і той же матеріал опорної основи, але з *різними параметрами стану* (вологість, температура, густина, товщина шару тощо) при аналогічному законі навантаження (рис. 1.1, а) зазнає різних за величиною деформацій у часі (рис. 1.1, в). При цьому в певних діапазонах числових значень параметрів стану шару можна з певним ступенем точності говорити про подібність кривих розвитку деформації у часі (кривих повзучості).

Спосіб навантаження (постійне (статичне) навантаження, вібраційне навантаження тощо) також чинить різний вплив на розвиток деформації шару опорної основи з однаковими параметрами стану, що характеризується різними кривими розвитку деформації в часі, наприклад, більш крутими для статичного навантаження і більш пологими для вібраційного навантаження (рис. 1.1, г). Виходячи з різноманіття стану дорожньо-будівельних матеріалів, а також природних ґрунтів, які характеризуються постійною мінливістю, можна зробити висновок про те, що жодна з існуючих теорій деформування суцільних середовищ (теорія пружності, теорія пластичності, теорія сипучих тіл тощо) окремо не може бути прийнята за базову. Для розробки основ теорії робочого процесу взаємодії рушіїв МЕЗ з опорною основою маємо потребу в синтезі основних положень теорій різних ідеалізованих середовищ. Більшість реальних середовищ, що взаємодіють з рушіями МЕЗ будь-яких типів, можна оцінити лише з точки зору реології.

Виходячи з усього вище викладеного необхідно розглянути питання розширення класифікації мобільних енергетичних засобів з точки зору особливостей взаємодії елементів їх ходових систем з опорною основою, яке характеризується певними фізико-механічними властивостями реологічного характеру.

Першою класифікаційною ознакою виступає *закономірність основного (вертикального) навантаження* опорної основи, що визначається формою, властивостями, розмірами та іншими параметрами ходової системи, в першу чергу рушієм. Велика різноманітність законів силового впливу на опорну основу не дає можливості розглянути всіх їх в даній роботі. Тим не менш, основні з них показані на рис. 1.2, а. Як правило, це статичне навантаження, що визначається розподілом ваги МЕЗ по опорній поверхні рушії та визначеним чином змінюване в межах часу впливу рушії на опорну основу. Іноді це може бути вібраційне навантаження, що передається з боку рушіїв на опорну основу такими машинами як самохідні вібраційні дорожні котки.

Другою класифікаційною ознакою навантаження опорної основи елементами ходових систем МЕЗ є *режим руху*: ведучий, ведений, гальмівний, вільний і нейтральний. У залежності від режиму руху дотичні (зсувні) напруги, що викликають відповідні деформації шару опорної основи, розвиваються по різному і широко представлені багатьма авторами при дослідженні відповідних процесів (рис. 1.2, б).

Наступною класифікаційною ознакою є *число циклів впливу* ходових систем МЕЗ на опорну основу, яке може змінюватись від одно- (гусеничний рушій, гвинтовий рушій, аеросани тощо), дво- (як правило, колісні ходові системи звичайних автомобілів і тракторів) до багаторазових впливів (багатовісні тягачі та дорожні котки, які здійснюють човниковий рух при ущільненні дорожньо-будівельних матеріалів (рис. 1.2, в).

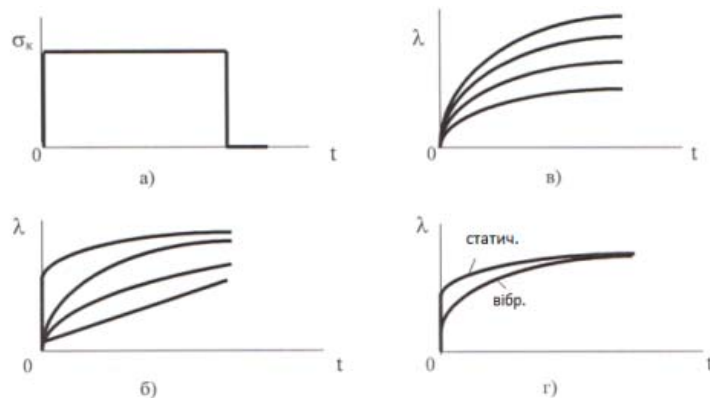


Рисунок 1.1 – Криві повзучості опорної основи при постійному навантаженні

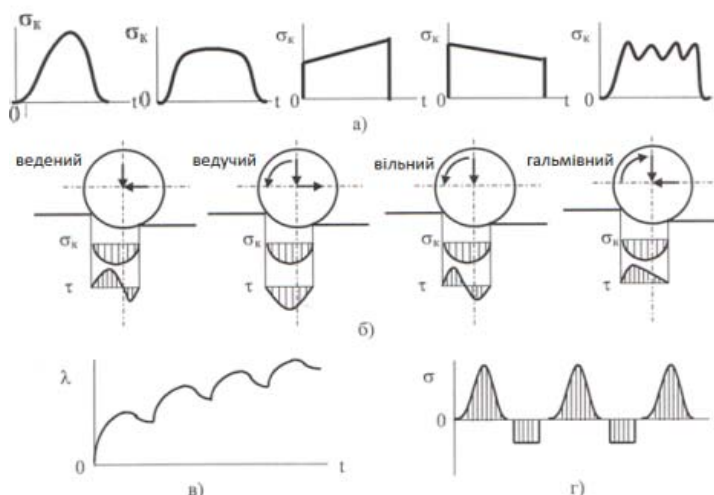


Рисунок 1.2 - Особливості взаємодії елементів ходових систем МЕЗ з опорною основою

Останньою з основних ознак, що вирізняють навантаження опорної основи елементами ходових систем МЕЗ, є *характер навантаження*, що визначає напрям (знак) силового впливу. Як правило, це силовий вплив, що викликає ущільнення шару опорної основи.

Однак, існують МЕЗ, з боку яких силовий вплив на опорну основу здійснюється почергово, ущільнюючи і розрихлюючи його (рис. 1.2, г). Такою машиною є дорожній коток з вакуумним пристроєм [6, 8].

Висновки.

Аналіз робіт стосовно взаємодії рушіїв МЕЗ з опорною основою, пов'язаних з дослідженням тягово-швидкісних і гальмівних властивостей, керованості, маневреності, стійкості, плавності ходу, прохідності та паливної економічності, а також огляд науково-технічного матеріалу з теорії автотракторної дорожньо-будівельної та спеціальної техніки, показують, що всі експлуатаційні властивості МЕЗ, незалежно від їх типу та характеру використання, передусім залежать від параметрів взаємодії рушія з опорною основою. Встановлено, що найдоцільніший засіб отримання узагальнених функцій взаємодії ґрунтується на отриманні узагальнених аналітичних залежностей із використанням чотиривимірних математичних моделей (включаючи тимчасове вимірювання), що описують напружено-деформований стан контактуючих просторових систем.

Список літератури

1. Баловнев В.И. Моделирование процесов взаимодействия со средой рабочих органов дорожно-строительных машин/ В.И. Баловнев.-М.:Высш. школа, 1981.-335 с.
2. Барский И.Б. Динамика трактора/И.Б. Барский, В.Я. Анилович, Г.М. Кутков.-М.:Машиностроение, 1973.-280с.
3. Владимиров В.Н. Методика определения надежности водителя при перевозке горной массы/В.Н. Владимиров, С.В. Носов, Л.Ф. Магера//Известия вузов. Горный журнал.-Свердловск.-1999.-№5-С. 67-72
4. Маслов Г.С. Расчеты колебаний валов:справочник / Г.С. Маслов.-М.:Машиностроение, 1980.-151с.
5. Мирушин В.М. Надежность водителя и безопасность движения /В.М. Мирушин, А.Н.Романов. – М.: Транспорт, 1990.-167 с.
6. Носов С.В. Особенности технологи уплотнения дорожных покрытий катками при использовании на них вакуумных устройств /С.В. Носов//Строительные и дорожные машины.-1999.-№9.-С.6-9.
7. Р50-609-406-89. Вибрация. Основные положения методов расчета виброизоляции рабочего места операторов самоходных машин.-М.:Издательство стандартов.-Т58, 01.01.91-2-90.
8. Уплотнение асфальтобетонной смеси катком с пневмовакуумным балластным устройством /Н.Я. Хархута [и др.] //Автомобильные дороги.-1980.-№8.-С. 16-18.
9. Хачатуров А.А. Динамика системы дорога-шина-автомобиль-водитель /А.А. Хачатуров.-М.:Машиностроение, 1976.-535 с.
10. Яценко Н.Н. Плавность хода грузовых автомобилей /Н.Н. Яценко, О.К. Прутчиков.-М.:Машиностроение, 1969.-219 с.

О.Кривоконь

Классификационные признаки нагрузки опорного основания ходовых систем мобильных энергетических средств

В статье рассмотрены классификационные признаки мобильных энергетических средств в соответствии с разнообразных по генезису критериев. Освещается зависимость постоянной нагрузки и развитие деформации опорной основы от времени.

О.Кривоконь

Classification features of the loads backbone base navigation systems of the mobile power equipment

The article deals with classification features of mobile power facilities according to various criteria. Reveals the dependence of constant stress and strain backbone fundamentals from time to time.

Одержано 05.04.11

УДК 621.01-621.9.06

А.М. Кириченко, доц., канд. техн. наук, В.Б. Струтинський, проф., д-р техн. наук
Національний технічний університет України „Київський політехнічний інститут”

Геометрична побудова робочого простору обладнання з механізмами паралельної структури

Запропоновано метод геометричної побудови робочого простору обладнання на основі механізмів паралельної структури з врахуванням рухових можливостей приводів та обмежень кутів повороту шарнірних опор з використанням сучасних САПР. Розроблені додатки API для автоматизації побудови сукупного орієнтаційного простору (для обладнання з кількістю ступенів вільності більше трьох) дозволяють зменшити час побудови на 3 порядки у порівнянні з чисельними методами.

механізм паралельної структури, робочий простір, гексапод, дельта, гексаглайд, API

Протягом останніх років обладнання на основі механізмів паралельної структури притягує увагу виробників і науковців всього світу, оскільки має значний потенціал ефективності у порівнянні з традиційним обладнанням – підвищені швидкості і прискорення робочого органа, просторову жорсткість і модульну конструкцію.

Одною з основних характеристик, які перш за все визначаються у процесі проектування та дослідження обладнання з паралельною кінематикою, є робочий простір. На відміну від традиційного обладнання, обладнання на основі механізмів паралельної структури звичайно має складну форму робочого простору, яка геометрично обмежується руховими можливостями приводів (робочим ходом лінійних приводів або кутами відхилення поворотних приводів) та допустимими кутами повороту шарнірних опор.

Серед багатьох різновидів робочого простору обладнання з механізмами паралельної структури [1] для верстатів найбільш важливими є робочий простір з постійною орієнтацією (руховий простір) – усі можливі положення центру інструмента із заданою орієнтацією робочого органа, та сукупний орієнтаційний простір – усі положення центру інструмента, які можуть бути досягнуті з кутами орієнтації, що лежать у певних межах. Наприклад, для гексапода з 6 ступенями вільності це буде робочий простір з кутами повороту робочого органа відносно осей X та Y у заданих межах.

Задача визначення робочого простору обладнання з паралельною кінематикою вирішується кількома шляхами [1]:

1. Математичне формулювання рівнянь кривих та поверхонь, які обмежують робочий простір;
2. Чисельне дискретне визначення граничних точок або усіх точок робочого простору за допомогою перевірки точок з певним кроком у заданому об'ємі.
3. Графічна побудова робочого простору як ліній перетину певних поверхонь.

Робочий простір з постійною орієнтацією може бути одержаний будь-яким з цих методів, але скорочений сукупний орієнтаційний простір багатокоординатного обладнання на сьогодні можливо визначити лише другим методом. Для одержання високої точності потрібно вибирати малий інтервал дискретизації, що призводить до необхідності перевірки належності до робочого простору десятків і сотень тисяч точок. Оскільки перевірку у кожній точці необхідно провести для заданого набору орієнтацій робочого органа (десятки наборів), загальне обчислення вимагає виконання мільйонів операцій і потребує значних витрат часу навіть на потужних ЕОМ.

В той же час, сучасні пакети САПР (наприклад, КОМПАС-3D фірми Аскон, Solidworks, CATIA фірми Dassault Systemes) забезпечують широкі можливості геометричного моделювання просторових тіл довільної форми, їх перетворення та деформації, логічних операцій перетину, віднімання, додавання тощо. Використання цих засобів для визначення робочого простору підвищить зручність розробки обладнання з механізмами паралельної структури.

В даній роботі наведений простий метод побудови робочого простору обладнання з механізмами паралельної структури за допомогою сучасних пакетів САПР, з врахуванням геометричних обмежень на довжину ланок та кути повороту шарнірних опор, який дозволяє одержати робочий простір з постійною орієнтацією робочого органа, а також сукупний орієнтаційний простір для обладнання з кількістю ступенів вільності більше трьох.

Розглянемо відомий механізм паралельної структури – платформу Стюарта (гексапод) [2], що складається з основи 1, з якою за допомогою шести штанг змінної довжини 2 шарнірно з'єднаний робочий орган 3 (рис. 1).

Якщо діапазон зміни довжини кожної з ланок лежить у межах від L_{\min} до L_{\max} , то можливий простір вершини ланки обмежується двома сферами з радіусами L_{\min} та L_{\max} , центри яких співпадають з центром шарніру основи, яка зображено на рис. 2, а (для спрощення показана лише верхня частина простору).

При постійній орієнтації робочого органа положення його вершини (або іншої заданої точки, зокрема вершини інструмента у верстаті) по відношенню до вершини ланки визначається вектором \mathbf{r}_{bi} , що з'єднує центр шарніру робочого органа з вершиною робочого органа [2], тому для переходу від простору вершини ланки до простору вершини робочого органа необхідно зсунути його на вектор $-\mathbf{r}_{bi}$ (рис. 2 б).

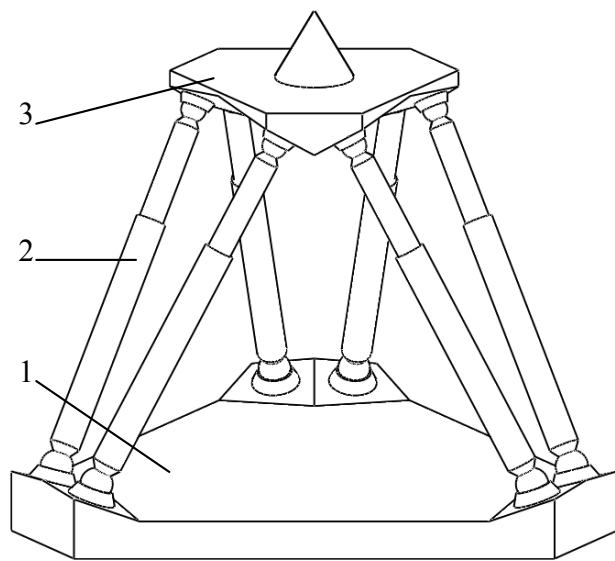


Рисунок 1 – Платформа Стюарта (гексапод)

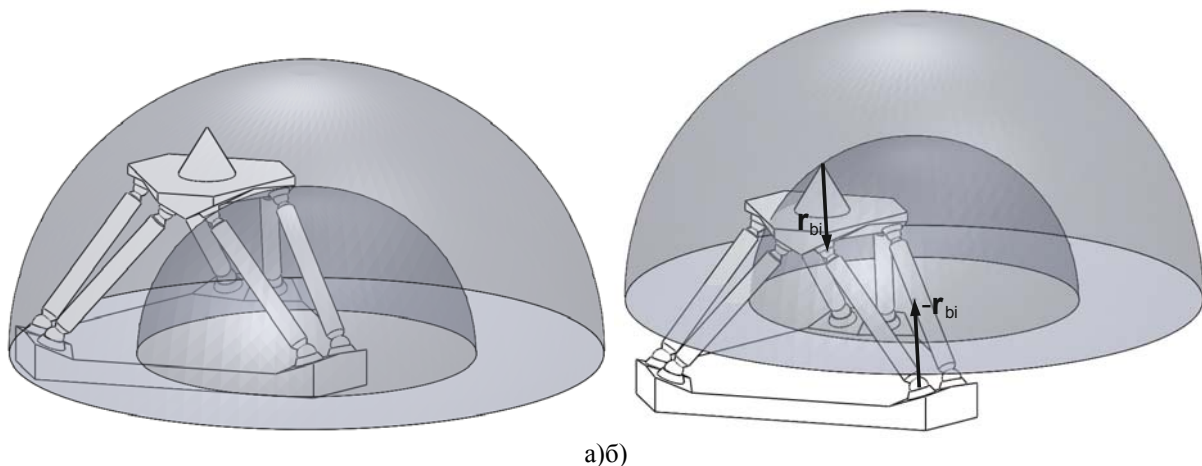


Рисунок 2 – Простір вершини окремої ланки

Якщо аналогічним чином побудувати простори вершин усіх ланок (рис. 3, а), їх геометричний перетин утворює робочий простір для даної орієнтації робочого органа механізму паралельної структури (рис. 3, б).

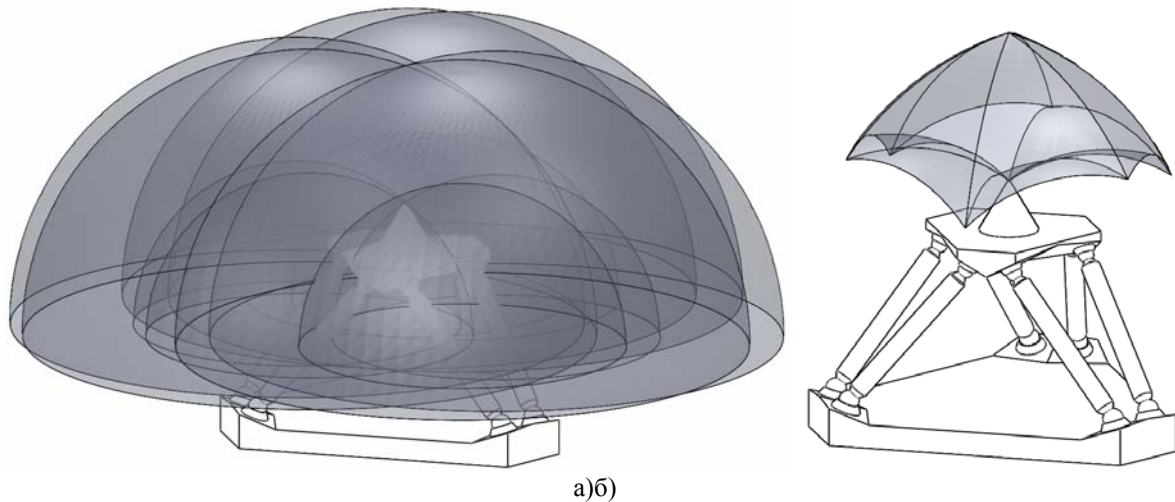


Рисунок 3 – Побудова робочого простору

В реальній конструкції допустимі кути повороту шарнірних опор основи накладають певні обмеження на простір вершин ланок. Наприклад, для сферичної опори обмежений кут відхилення від осі, тому простір ланки додатково обмежується конічною поверхнею (рис. 4, а), для карданної опори – чотиригранною пірамідою (рис. 4, б). Внаслідок цього результуючий робочий простір обмежується (рис. 4, в).

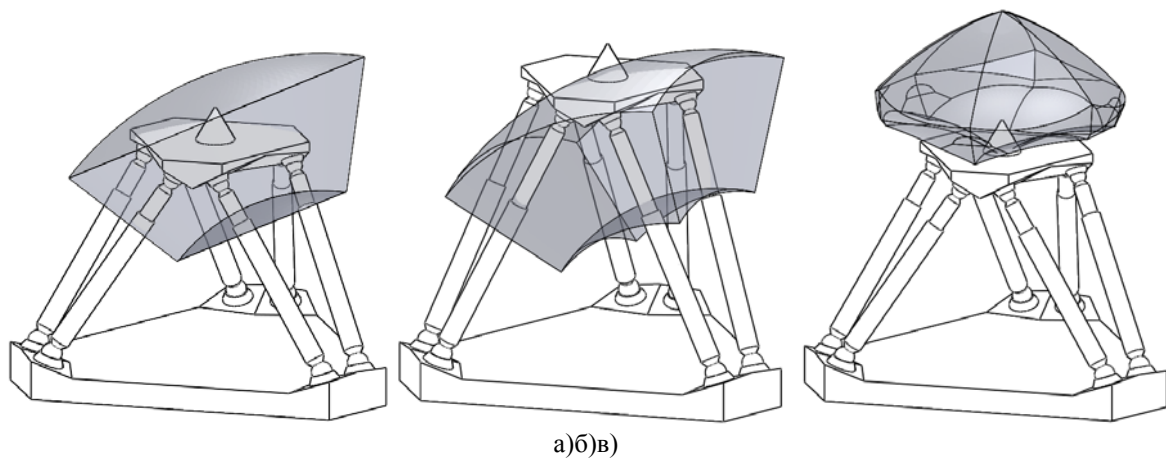


Рисунок 4 – Обмеження робочого простору кутами повороту шарнірних опор основи

Обмеження кута повороту шарніра робочого органа можна зобразити конічним тілом з вершиною у центрі шарніру, вісь якого співпадає з віссю шарніру робочого органа (рис. 5, а). По відношенню до основи це обмеження є конусом з вершиною в центрі відповідного шарніру основи, вісь якої паралельна ось шарніру робочого органа (рис. 5, б). Радіус тіла, що утворює обмеження кута повороту шарніру робочого органа, повинен бути більшим максимальної довжини ланки, щоб не вносити додаткових обмежень. З врахуванням обмежень кутів повороту шарнірів основи та робочого органа маємо два тіла (рис. 6, а), перетин яких утворює простір вершини штанги (рис. 6, б). Продовжуючи побудову для кожної ланки, одержуємо робочий простір з урахуванням обмежень кутів повороту шарнірів основи та робочого органа (рис. 6, в) для поточної орієнтації робочого органа.

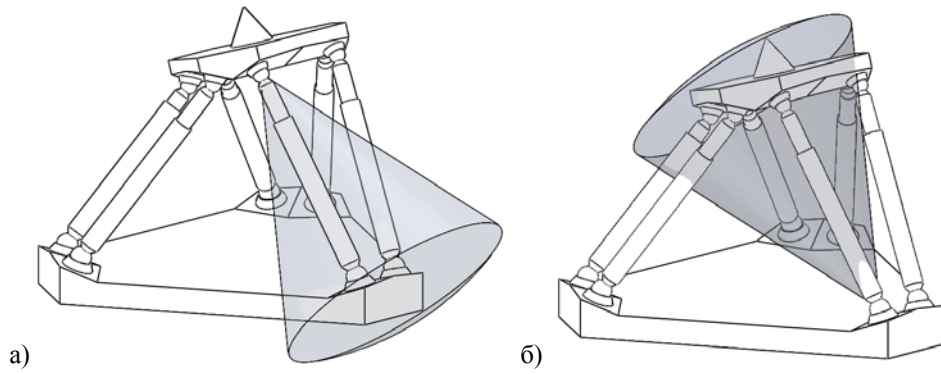


Рисунок 5 – Обмеження шарнірів робочого органа

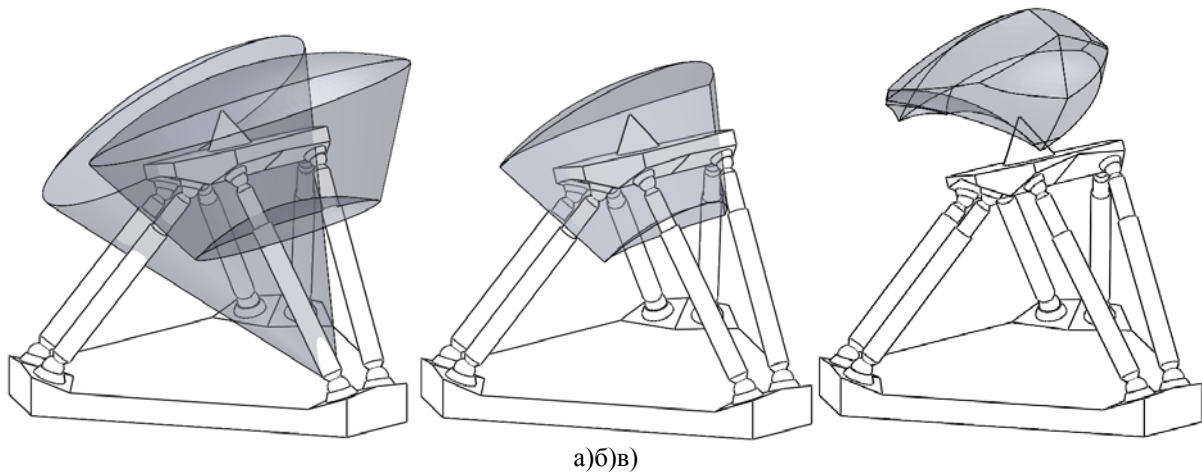


Рисунок 6 – Побудова робочого простору з урахуванням обмежень шарнірів та орієнтації робочого органа

Аналогічним чином можна побудувати робочий простір довільного механізму паралельної структури з поворотними або поступальними приводами.

Робочий орган механізму «дельта» [3] має незмінну орієнтацію за рахунок паралелограмних механізмів, тому побудова його робочого простору не викликає ускладнень. Простір вершин окремої ланки утворюється двома сферичними поверхнями з радіусом, що дорівнює довжині ланки паралелограма, та поверхнею, утвореною рухом кільця по траєкторії з радіусом, що дорівнює довжині приводної ланки (рис. 7, а). Побудова просторів вершин усіх ланок (рис. 7, б) та їх перетин дає робочий простір механізму «дельта» (рис. 7, в).

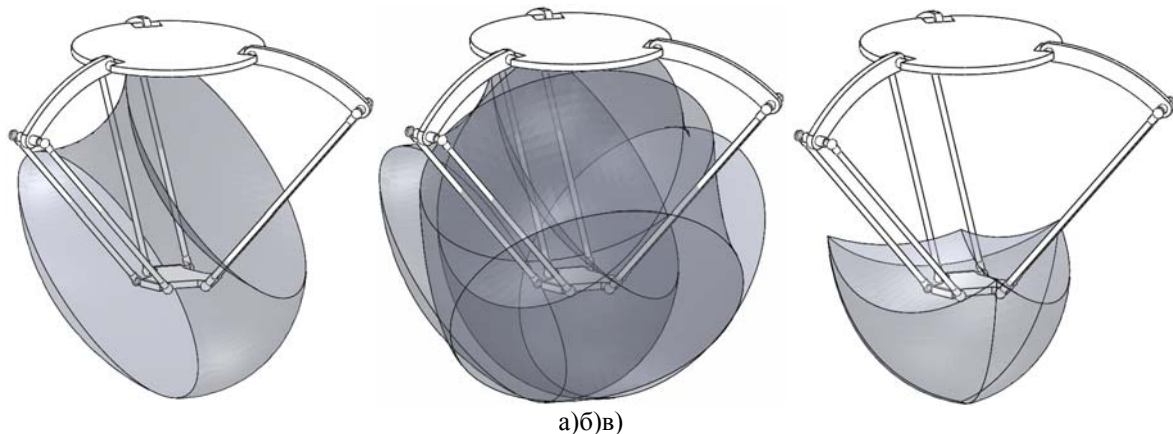


Рисунок 7 – Робочий простір механізму «дельта»

Для механізму «гексаглайд» з шістьма ступенями вільності робочого органа простір вершин окремої ланки утворюється циліндричною поверхнею з довжиною, що дорівнює максимальному переміщенню привода повзуна, яка обмежується з двох боків сферичними поверхнями з радіусом, що дорівнює довжині ланки (рис. 8, а). Побудова просторів вершин усіх ланок (рис. 8, б) та їх перетин дає робочий простір механізму «гексаглайд» (рис. 8, в).

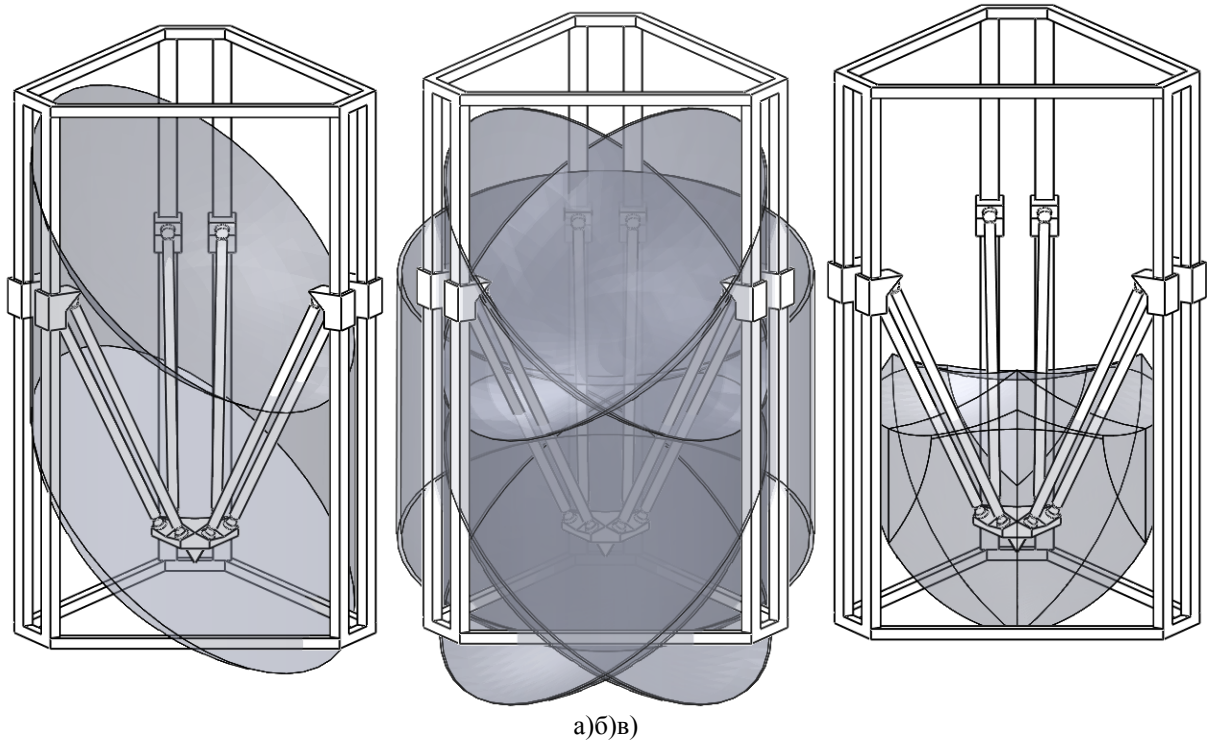


Рисунок 8 – Робочий простір механізму «гексаглайд»

Аналогічним чином будується простір ланки (рис. 9, а) та робочий простір (рис. 9, б) механізму «гексаглайд» з нахиленими, розміщеними під кутом.

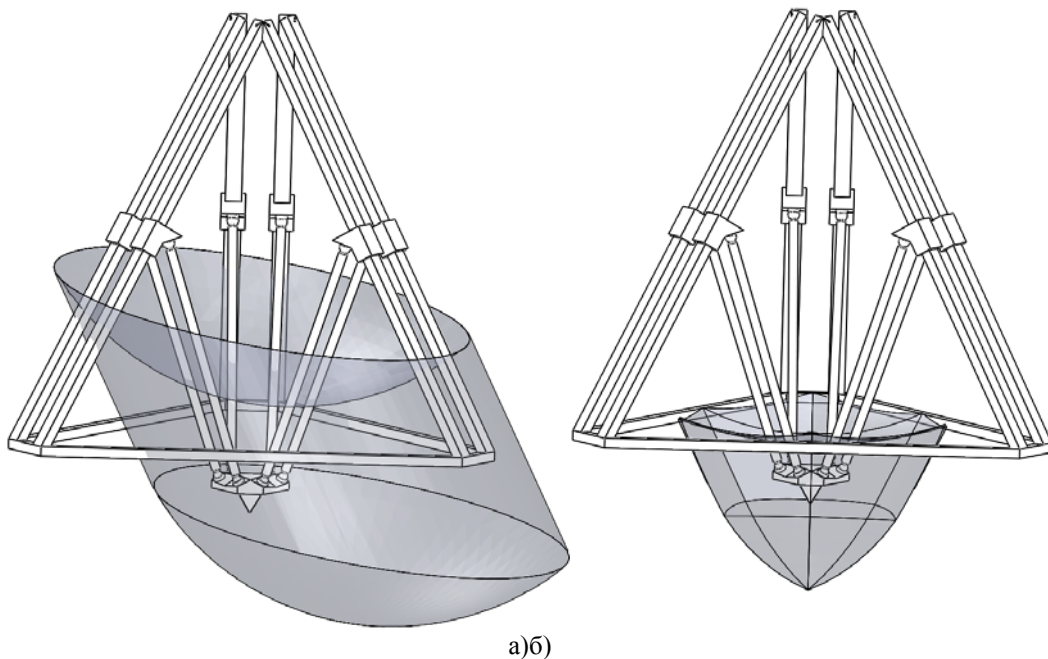


Рисунок 9 – Робочий простір механізму «гексаглайд» з похилими напрямними

Сукупний орієнтаційний простір можна визначити як перетин робочих просторів з постійною орієнтацією, побудованих для заданого набору орієнтацій робочого органа. Проте, для практичної реалізації більш зручним може виявитися інший рівноцінний шлях: побудова для кожної орієнтації робочого органа просторів вершин ланок, перетин яких дає сукупний орієнтаційний простір.

Обидва шляхи потребують побудови великої кількості тіл та виконання геометричних перетворень над ними. Для автоматизації процесу можна використати API (Application Programming Interface) – набір правил та специфікацій, який дозволяє виконувати операції пакету САПР за допомогою виклику команд із сторонньої програми. Зокрема, для побудови сукупного орієнтаційного простору гексапода розроблені програмні макроси VBA для SolidWorks, які створюють необхідний набір орієнтацій робочого органа та виконують відповідні перетворення. Результатом використання розроблених програм є документ SolidWorks, який для заданого набору орієнтацій автоматично будує модель робочого простору.

Приклад сукупного орієнтаційного простору гексапода (рис. 10) обчислений для наступних параметрів: діаметр розміщення шарнірів основи 580 мм, робочого органа 260 мм, мінімальна довжина ланки 295 мм, максимальна 515 мм, граничний кут відхилення шарнірів основи 30° , робочого органа 45° . Набір орієнтацій робочого органа включає положення його осі, з рівномірним кутовим кроком розподілені всередині конуса з заданим кутом відносно вертикальної осі. Час побудови сукупного орієнтаційного простору при зміні параметрів геометрії складає близько 0,5 с для набору з 73 орієнтацій робочого органа, близько 1,1 с для набору з 169 орієнтацій.

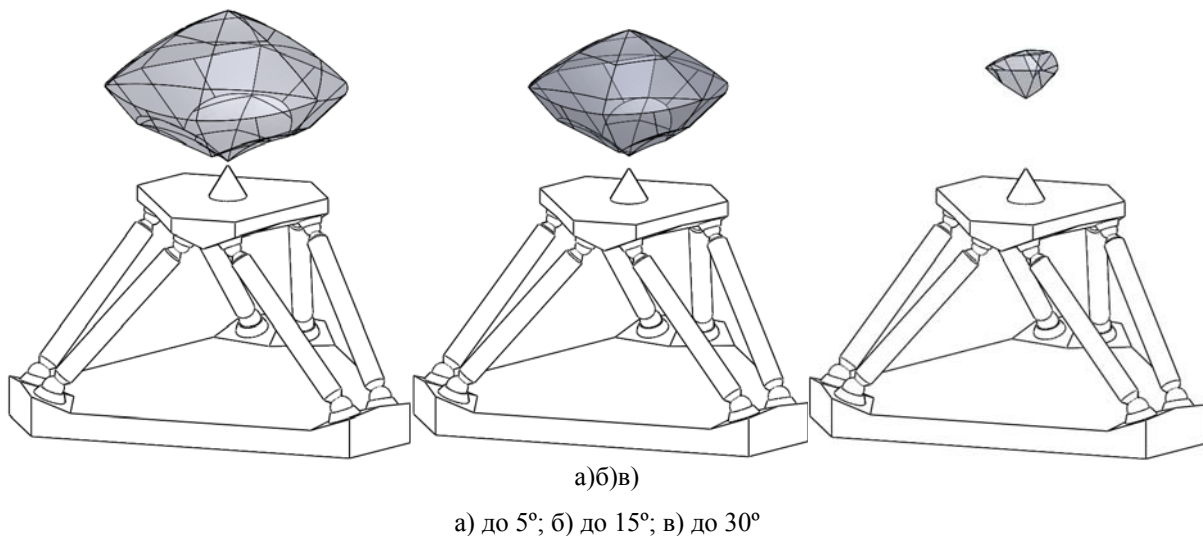


Рисунок 10 – Сукупний орієнтаційний простір гексапода при відхиленні осі робочого органа

Одержаний робочий простір представляє собою геометричну модель тіла, для якого можна визначити геометричні параметри, об'єм, площу поверхні, одержувати перетини тощо. Наприклад, визначений засобами SolidWorks об'єм робочого простору гексапода (рис. 10) складає $0,0105 \text{ м}^3$ для кута відхилення 5° , $0,0061 \text{ м}^3$ для кута 15° , $0,0003 \text{ м}^3$ для кута 30° .

У тривимірні моделі робочого простору можна вписувати геометричні об'єкти заданої форми – циліндр, куб, які звичайно характеризують робочий простір, а засобами API можна автоматизувати цей процес. Для дослідження та оптимізації робочого простору зручно застосовувати вбудовані засоби пакетів САПР, зокрема засіб «Дослідження проектування» пакету SolidWorks, що для заданих діапазонів зміни одного або кількох конструктивних параметрів та обмежень обчислює цільову функцію, за яку в даному випадку можна прийняти об'єм робочого простору.

Висновки:

1. Геометричний метод дозволяє за допомогою сучасних пакетів САПР і тривимірного моделювання побудувати робочий простір з постійною орієнтацією для будь-якого механізму паралельної структури з урахуванням рухових можливостей приводів та допустимих кутів повороту шарнірних опор, без потреби попереднього одержання кінематичних залежностей.

2. Робочий простір механізмів паралельної структури формується як перетин просторів вершин усіх ланок, які уявляють собою тіла, обмежені сферичними, конічними, циліндричними та пірамідальними поверхнями в залежності від типу механізму та конструкції шарнірних опор.

3. Побудова сукупного орієнтаційного простору обладнання з механізмами паралельної структури можлива шляхом автоматизації виконання геометричних операцій через виклики API пакету САПР. Розроблені макроси для визначення сукупного орієнтаційного простору дозволяють зменшити час побудови на 3 порядки у порівнянні з чисельними методами.

4. Побудова та візуалізація робочого простору засобами тривимірного моделювання дозволяють інтегрувати процес розробки та оптимізації конструктивних параметрів у системі САПР, що допомагає прискорити процес проектування із застосуванням вбудованих засобів оптимізації для швидкого підбору конструктивних параметрів.

Список літератури

1. Merlet J.-P. Parallel Robots. – Springer-Verlag New York Inc., 2006. – 394 p.
2. Струтинський В.Б. Теоретичний аналіз жорсткості шестикоординатного механізму паралельної структури / В.Б. Струтинський, А.М. Кириченко // Вісник Національного технічного університету України „Київський політехнічний інститут”. Серія „Машинобудування”. – 2009. – №57. – С. 198-207.
3. Clavel R. Delta, a fast robot with parallel geometry // In 18th Int. Symp. on Industrial Robot, Lausanne, April, 26-28. – IFS Publications, 1988. – P. 91-100.
4. <http://www.imac.unavarra.es/~cnc/>.

А. Кириченко, В. Струтинський

Геометрическое построение рабочего пространства оборудования с механизмами параллельной структуры

Предложен метод геометрического построения рабочего пространства оборудования на основе механизмов параллельной структуры с учетом возможностей перемещения приводов и ограничений углов поворота шарнирных опор с использованием современных САПР. Разработаны приложения для автоматизации построения совокупного ориентационного пространства (для оборудования с числом степеней свободы более трех), позволяющие уменьшить время построения на 3 порядка по сравнению с численными методами.

А. Kyrychenko, V. Strutynsky

The geometrical determination of parallel robots workspace

The CAD-based geometrical method is developed for determination of parallel robots workspace considering the actuator capabilities and angular joints limits. The application to automate the construction of total orientation workspace is available which reduces construction time by 3 orders as compared to numerical methods.

Одержано 22.03.11

УДК 681.513.6; 681.5.015

Ю.М. Пархоменко, асист.

Кіровоградський національний технічний університет

Теоретичне обґрунтування адаптивної системи автоматичного керування висівом зернових культур

У статті приведені результати теоретичного обґрунтування адаптивної системи автоматичного керування висівом зернових культур. Показано, що регульованою величиною є щільність зернового потоку, яка лінійно залежить від робочої довжини котушки висівного апарату. Щільність зернового потоку, відповідно агротехнічним вимогам, може бути забезпечена лише при адаптивному керуванні з реалізацією запропонованого найбільш ефективного закону.

система, адаптивне керування, висів, зернові культури, щільність потоку, критерій якості

Зерновий сектор України є стратегічною галуззю економіки держави, оскільки вона в останні роки посідає третє місце серед лідерів з експорту зерна на світовому ринку після США та Євросоюзу, а збільшення обсягів ВВП в аграрному секторі забезпечує вдвічі більший ефект порівняно з іншими сферами господарства. В той же час внаслідок слабкого матеріально-технічного забезпечення та пониженої ефективності праці, які не відповідають світовим стандартам і потребам галузі, валовий збір зерна в Україні знижується і в 2010 році вона посідає третє місце за обсягом експорту ячменю, четверте місце за експортом кукурудзи та шосте місце за обсягом експорту пшениці [1]. Урожайність зернових в Україні, всупереч усталеним твердженням про високу родючість українських ґрунтів, сьогодні значно поступається провідним країнам. За таких умов не здійснюється передбачений законодавством України напрямок реалізації ресурсозберігаючих технологій в енергетиці, промисловості та аграрному комплексі. Тому тема статті, спрямованої на реалізацію даного напрямку, є актуальною. Тематика відповідає програмі “Технічні засоби нового покоління для сільськогосподарського виробництва”, включеної до переліку Державних цільових наукових та науково-технічних програм (п.5.7, п.п. 5.7.1), визначених законом України “Про пріоритетні напрямки розвитку науки і техніки”. Матеріали даної статті являють собою частину результатів наукових досліджень, отриманих в процесі виконання науково-дослідної роботи “Система комп’ютерної ідентифікації технологічного процесу висіву насіння зерновими сівалками” (державний реєстраційний номер 0107U005469), яка є складовою частиною тематичного плану Кіровоградського національного технічного університету.

Відомо, що сівба є одним із основних технологічних процесів в рослинництві, яка сильно впливає на врожайність культур. Вона повинна виконуватися якісно і в стислі терміни. Якість сівби в значній мірі залежить від рівня автоматизації технологічного процесу. Удосконаленням сівалок та засобів їх автоматизації в різні роки займаються А.Н. Семенов, Л.В. Погорілий, П.В. Сисолін, В.Ю. Комарістов, С.В. Кардашевський, В.В. Логін, М.Г. Кінкер, Л.В. Анісевич, М.Д. Пархоменко та багато інших, однак питання адаптивного керування висівом зернових культур ніхто не досліджував.

Метою даної роботи є теоретичне обґрунтування адаптивної системи автоматичного керування висівом зернових культур за допомогою технологічних агрегатів, наприклад сівалки СЗ-3,6А.

До основних агротехнічних показників оцінки якості висіву зернових сівалок

відносять щільність розподілу зернового потоку вздовж рядка, тобто, на одному метрі довжини повинна бути вкладена певна кількість зерен практично з однаковою відстанню між ними. Нерівномірний розподіл встановленої кількості зерен, їх розрідження або згущення призводять до втрати врожайності. Тому в процесі висіву необхідно на дно борозни вкласти саме задану кількість зернин на один метр довжини з встановленою відстанню між ними. Нині, внаслідок різних причин, це не виконується, що призводить до значних втрат врожаю з одиниці посівної площі. Процес формування зернового потоку визначається конструктивними особливостями сівалки та засобами її автоматизації.

Динамічна модель зернового потоку, що формується на виході катушкового висівного апарата сівалки СЗ -3,6А, визначається його інтенсивністю [2]. Дана залежність є періодичною, пропорційною терміну T_j розвантаження k -го жолобка катушкового висівного апарата. Оскільки порційність зернового потоку по мірі його переміщення по насіннепроводу згладжується, то на рівні дна борозни інтенсивність виходу зернин можна розглядати як ідеально осереднену

$$Q_c = \frac{L_k \cdot \omega_k \cdot \gamma \cdot 10^{-3}}{2 \cdot A} \cdot \left[\frac{S_T \cdot \mu}{\omega_k} + \frac{d_k \cdot (1 - e^{-b_0 \cdot C_1})}{b_0} \right], \quad (1)$$

де L_k - робоча довжина катушки, мм;

ω_k - кутова швидкість обертання катушки, рад/с;

γ - об'ємна маса зерна, г/дм³;

A - маса 1000шт. насіння, г;

S_T - середня за період T_j площа розвантаження сектора k - го жолобка;

μ - коефіцієнт заповнення жолобків;

d_k - діаметр катушки, мм;

b_0 - коефіцієнт пропорційності, залежний від величини, форми та внутрішнього коефіцієнту тертя насіння (для пшениці та жита $b_0 = 0,3 \div 0,35$);

C_1 - відстань до денця катушки.

У залежності (1) параметр S_T можна визначити за формулою

$$S_T = \frac{1}{T_j} \cdot \int_0^{T_j} [y_1(t) + y_2(t)] \cdot x'(t) \cdot dt, \quad (2)$$

де $T_j = 2 \cdot \pi / \omega_k \cdot z$; z - кількість жолобків;

$$y_1(t) = \begin{cases} \sqrt{r_j^2 - x^2(t)} - \sqrt{r_{jk}^2 - (b_j/2)^2}, & \text{якщо } 0 \leq \omega_k \cdot t \leq \alpha; \\ 0, & \text{якщо } \alpha < \omega_k \cdot t < \alpha + \beta; \end{cases}$$

$$y_2(t) = \begin{cases} \sqrt{r_k^2 - x^2(t)} - \sqrt{r_k^2 - (b_j/2)^2}, & \text{якщо } 0 \leq \omega_k \cdot t \leq \alpha; \\ 0, & \text{якщо } \alpha < \omega_k \cdot t < \alpha + \beta; \end{cases}$$

$$x'(t) = b_j \cdot \omega_k \cdot \cos(\omega_k \cdot t - \alpha/2) / 2 \cdot \sin(\alpha/2);$$

r_j - радіус жолобка, мм;

b_j - ширина жолобка, мм;

r_k - радіус катушки, мм.

Кутова швидкість обертання катушки в (1) дорівнює

$$\omega_k = \frac{V_c \cdot i}{D_k \cdot 1,8}, \quad (3)$$

де V_c - швидкість руху сівалки, км/год;

D_k - діаметр опорно-приводного колеса, м;

i - передаточна величина між опорно-приводним колесом та катушкою,

$i = \omega_k / \omega_{ok}$;

ω_{ok} - кутова швидкість опорно-приводного колеса, $\omega_{ok} = V_c / D_k \cdot 1,8$.

Щільність розподілу Q_m зернового потоку можна визначити за його інтенсивністю Q_c відповідно залежності

$$Q_m = \frac{3,6 \cdot Q_c}{V_c}, \text{ шт/м}. \quad (4)$$

Як показує аналіз залежностей (1) і (2), Q_c за певних незмінних умов можна подати співвідношенням

$$Q_c = b_m \cdot L_k \cdot V_c, \text{ шт/с}, \quad (5)$$

де b_m - сталий коефіцієнт пропорційності, залежний від передаточної величини i , відстані до денця катушки C_1 , конструктивних параметрів висівної системи та посівного матеріалу.

З врахуванням (5) залежність (4) прийме вигляд

$$Q_m = 3,6 \cdot b_m \cdot L_k = b'_m \cdot L_k, \text{ шт/м}, \quad (6)$$

Отже, з (6) видно, що регульована величина системи Q_m лінійно залежить від робочої довжини катушки L_k . Щільність розподілу зернового потоку Q_m залежить лише від робочої довжини катушки L_k і не залежить від швидкості руху сівалки V_c . Зрозуміло, що фізична залежність (6) реалізується при певній швидкості руху сівалки, але її величина на регульований параметр не впливає. Оскільки передаточне відношення i та відстань до денця катушки C_1 для кожного поля і типу посівного матеріалу встановлюється перед початком сівби і в процесі висіву залишаються незмінними для усіх ділянок поля до завершення технологічної операції як при традиційній, так і при точній технології землеробства, то коефіцієнт пропорційності b'_m і щільність розподілу зернин Q_m у відповідності з (6) змінюватися не будуть. Це вказує на зручність використання залежності (6) у господарських умовах. Перед початком висіву з врахуванням вказаних факторів необхідно виставляти значення коефіцієнта b'_m .

З врахуванням сказаного, автоматичне керування процесом висіву зводиться до простого підтримання заданого за певних умов значення щільності розподілу зернового потоку Q_m шляхом зміни робочої довжини катушки L_k . Однак це не зовсім так, оскільки в (6) коефіцієнт b'_m є функцією ряду параметрів, які є: конструктивними константами - r_j, b_j, d_k, D_k, z ; змінними константами - γ, A , які характеризують конкретний посівний матеріал; змінними конструктивними сталими - i, C_1 , які встановлюють при налагодженні сівалки перед сівбою. Особливим параметром є коефіцієнт заповнення жолобків μ , на який впливає значна кількість факторів [4].

Перші три групи параметрів для конкретних умов сівби можна вважати незмінними, що визначає певне значення коефіцієнта b'_m . Тоді з врахуванням можливої зміни μ , залежність (6) подамо у вигляді

$$Q_m = b_{m1}(\mu) \cdot L_k. \quad (7)$$

У випадку зміни μ порушується однозначність зв'язку Q_m з L_k і в процес

регулювання буде вноситись похибка, яка визначається нелінійністю коефіцієнта $b_{m1}(\mu)$. Як показує аналіз, коефіцієнт заповнення жолобків μ є функцією шести змінних, тобто $\mu = f(\gamma, A, \phi, V_{зб}, S, \varepsilon)$, де $V_{зб}$ - поточний об'єм зерна в бункері; (γ, A) - тип фракції; ϕ - запиленість жолобків котушки; S - довжина пройденого сівалкою шляху, яка неперервно змінюється в процесі висіву; ε - коефіцієнт проковзування, який є результатом дії випадкових зовнішніх збурювань. Внаслідок великої кількості факторів впливу значення μ , а також і $b_{m1}(\mu)$, точно встановити практично не можливо. Тому промодельюємо залежність (7) при висіванні повного бункера насіння пшениці, яка характеризується наступними параметрами: густина сипкого матеріалу $\gamma = 730 \dots 760 \text{ г/дм}^3$; маса 1000шт $A = 25 \dots 45 \text{ г}$; коефіцієнт заповнення жолобків $\mu = 0,65 \dots 0,82$ [3]. Для сівалки СЗ-3,6А ємкість бункера $V_B = 453 \text{ дм}^3$, кількість сошників $z = 24$. Задану щільність розподілу зернового потоку прийемо $Q_{мз} = 45 \text{ шт/м}$. Тоді кількість зернин в бункері N_B визначимо за виразом $N_B = V_B \cdot \gamma / A$, а пройдений сівалкою шлях до повного звільнення бункера від зерна $S_B = N_B / Q_{мз} \cdot z$. Розрахунково визначений пройдений сівалкою шлях до повного звільнення бункера від зерна для різних фракцій пшениці наведено в табл.1.

Таблиця 1 – Залежність розрахунково встановлених значень пройденого сівалкою шляху до повного звільнення бункера від зерна для різних фракцій пшениці

| | | | | | |
|---|-------|-------|------|------|------|
| Маса 1000шт насіння (тип фракції) $A, \text{ г/тис.шт.}$ | 25 | 30 | 35 | 40 | 45 |
| Густина даного матеріалу $\gamma, \text{ г/дм}^3$ | 760 | 753 | 747 | 742 | 730 |
| Кіль-ть зернин в бункері $N_B, \text{ шт.}$ | 13771 | 11370 | 9668 | 8403 | 7349 |
| Пройдений шлях $S_B, \text{ м.}$ | 12750 | 10528 | 8952 | 7781 | 6804 |

Для дослідження можливих змін щільності розподілу зернового потоку $Q_{мф}$ від коефіцієнта заповнення жолобків μ та довжини пройденого шляху S при різних фракціях необхідно при заповненому зерном бункері здійснити імітацію налагоджування сівалки на задану норму висіву. Визначення щільності $Q_{мф}(\mu, S)$ та параметрів налагоджування для кожної фракції посівного матеріалу виконаємо за формулою (4). Параметри налагоджування на норму висіву $Q_{мз} = 45 \text{ шт/м}$ подано в табл.2

Таблиця 2 – Параметри налагоджування на задану норму висіву $Q_{мз} = 45 \text{ шт/м}$

| | | | | | |
|---|------|------|------|------|------|
| Маса 1000шт насіння (тип фракції) $A, \text{ г/тис.шт}$ | 25 | 30 | 35 | 40 | 45 |
| Передаточна величина i | 0,77 | 0,77 | 0,77 | 0,77 | 0,77 |
| Відстань до денця котушки $C_1, \text{ мм}$ | 7 | 8 | 9 | 10 | 11 |
| Робоча довжина котушки $L_k, \text{ мм}$ | 11,0 | 13,2 | 15,0 | 18,8 | 21,9 |

Поточне значення щільності розподілу насіння заданої фракції в довільній точці пройденого сівалкою шляху до повного звільнення бункера від зерна можливо визначити за інтерполяційним поліномом Ньютона

$$Q_m(S) = Q_m(S_0) + \sum_{j=1}^n \left[\frac{\Delta^j Q_0}{j!} \cdot \prod_{i=0}^{j-1} \left(\frac{S - S_i}{h} \right) \right], \quad (8)$$

де $j = 0, 1, \dots, n$ - номер вузла інтерполяції;

n - кількість вузлів інтерполяції;

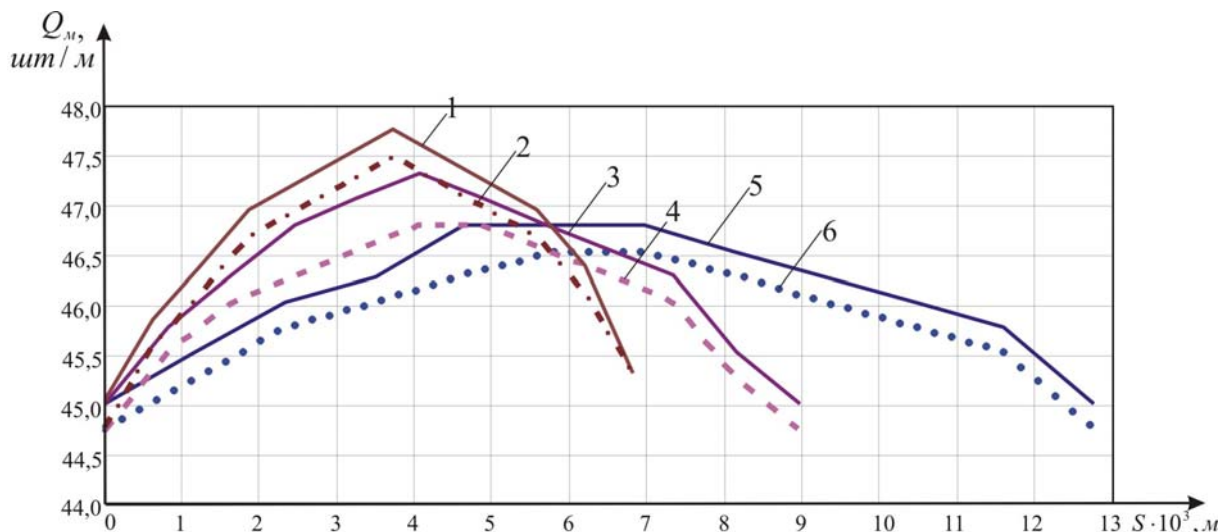
$i = 0, 1, \dots, j-1$ - індекс координати пройденого сівалкою шляху до повного звільнення бункера від зерна;

$Q_m(S_0), Q_m(S_j)$ - значення щільності в нульовому та довільному j -му вузлах інтерполяції;

$h = (S_n - S_0)/n = S_{i+1} - S_i$ - крок інтерполяції для заданої фракції;

$\Delta Q_j = Q_m(S_{j+1}) - Q_m(S_j), \dots, \Delta^{j-1} Q_{j+1} - \Delta^{j-1} Q_j$ - кінцеві різниці j -го порядку.

Графіки залежності щільності розподілу зернового потоку $Q_{mf}(\mu, S)$ від μ та довжини пройденого шляху S при висіванні різних фракцій насіння пшениці, визначені відповідно залежності (8) за першим і другим проходженням шляху S_B , представлені на рис.1, де розрахунки виконані для фракцій 25; 35 і 45 г/тис.шт. Як видно з графіків, довжина шляху S_B і крутизна зміни щільності зернового потоку Q_m при висіванні різних фракцій насіння пшениці мають суттєві відмінності. При висіванні насіння однієї і тієї ж фракції графіки щільності (1 і 2, 3 і 4, 5 і 6) з кожним повторним проходженням шляху S_B (при повторному заповненні бункера) під впливом запиленості зміщуються по ординаті, але форма кривих залишається практично незмінною. З розглянутого видно, що щільність зернового потоку в процесі сівби змінюється в значних межах.



1 - A=45-1; 2-A=45-2; 3-A=35-1; 4-A=35-2; 5-A=25-1; 6-A=25-2

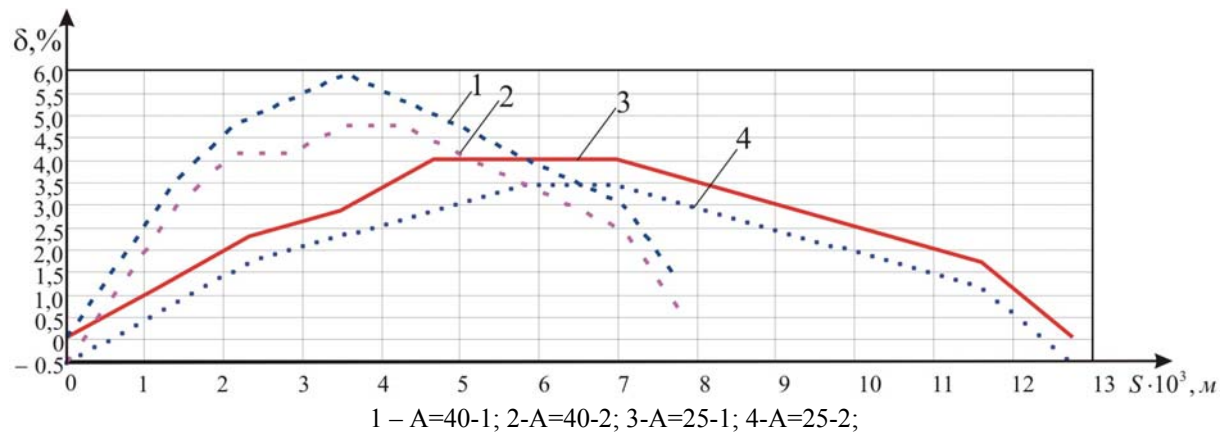
1 - за першим проходженням шляху S_B ; 2 - за другим проходженням шляху S_B .

Рисунок 1 - Графіки залежності щільності розподілу зернового потоку в процесі проходження сівалкою шляху до повного звільнення бункера від зерна та при повторному проходженні

Оцінку відносного відхилення фактичної щільності зернового потоку Q_{mf} від заданого значення Q_{m3} можливо здійснити відповідно залежності

$$\delta = \frac{Q_{mf}(\mu, S) - Q_{m3}}{Q_{m3}} \cdot 100, \% \quad (9)$$

За даними рис.1 по залежності (9) побудовані криві зміни відносного відхилення фактичного значення щільності Q_{mf} зернового потоку від заданого Q_{m3} , які приведені на рис.2.



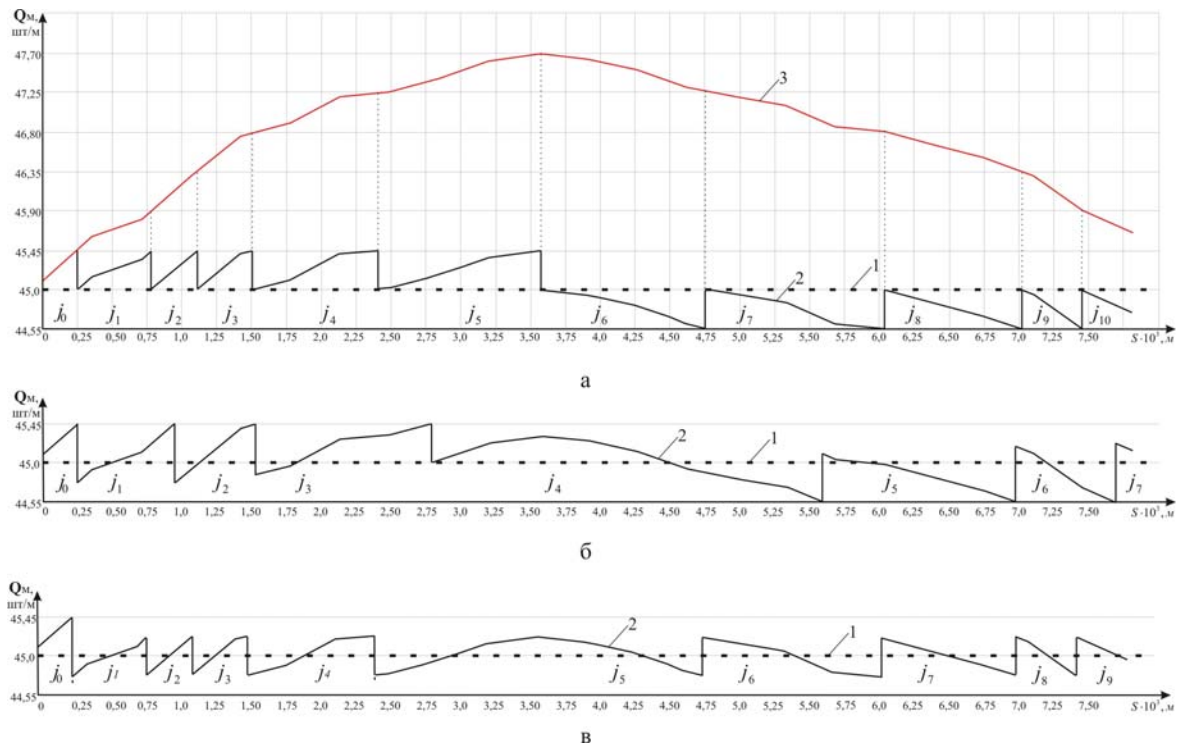
1 – за першим проходженням шляху S_B ; 2 – за другим проходженням шляху S_B

Рисунок 2 – Відхилення фактичного значення щільності розподілу зернового потоку від заданого

Аналіз графіків (рис.2) показує, що величина відносного відхилення фактичної щільності розподілу зернового потоку $Q_{mf}(\mu, S)$ від заданої Q_{mz} за першим проходженням шляху S_B для більш крупних фракцій насіння досягає в точці максимуму 6%, а для більш дрібних фракцій 4...4,5% при допустимій за агрономогами нормі 2...3%. Тобто, при налагоджуванні сівалки на задану норму висіву Q_{mz} з наповненим бункером майже половина шляху S_B буде мати густину посіву на 3% більшу допустимої, що призводить до перевитрат посівного матеріалу та зниження врожаю. Якщо налагодження сівалки здійснити з наполовину наповненим бункером, то інша половина шляху S_B буде мати на 3% розріджений посів, що також призводить до зниження врожаю. Отже, при традиційному керуванні висівом відразу закладаються умови зниження врожайності культур. Для подолання цього недоліку необхідно покращити якість процесу керування висівом зернових культур. Система автоматичного керування процесом висіву повинна враховувати тип фракції посівного матеріалу, крутизну зміни щільності розподілу зернового потоку в довільній точці шляху S , оптимальне значення відхилення щільності від заданого значення. Тобто, система автоматичного керування повинна пристосовуватись до змінних умов висіву.

Головною задачею стабілізуючої системи автоматичного керування при традиційній технології землеробства є забезпечення попередньо заданої сталої норми висіву Q_{mz} на всіх ділянках поля. При цьому абсолютне відхилення ΔQ_m фактичної щільності розподілу зернового потоку $Q_{mf}(S)$ в довільній точці пройденого шляху S від заданої Q_{mz} повинно прямувати до нуля, тобто $\Delta Q_m = |Q_{mz} - Q_{mf}(S)| \rightarrow 0$. При точній технології місцевизначеного землеробства зі змінними нормами висіву $Q_{mz}(x, y)$ слідкуюча система автоматичного керування повинна забезпечувати виконання умови $\Delta Q_m = |Q_{mz}(x, y) - Q_{mf}(S)| \rightarrow 0$. Реально ці умови не виконуються, тому розглянемо перехідні процеси зміни щільності розподілу зернового потоку в процесі висіву. Оскільки регульована величина не залежить від швидкості руху сівалки, перехідні процеси більш зручно розглядати у функції пройденого шляху S , точніше на відрізках шляху S_B .

Виконаємо побудову перехідних процесів при різних законах автоматичного регулювання за кривою 3 (рис.3,а), отриманою за умови використання традиційного регулювання. Крива 3 побудована за інтерполяційною формулою Ньютона (8) за 23 вузлами інтерполяції при висіванні першого бункера насіння фракції $A = 40 \text{ г/тис.шт}$



а – при традиційному регулюванні за відхиленням; б – при регулюванні з упередженням; в – при регулюванні за оптимальним законом

1 – задана для підтримання величина; 2 – регульована у відповідності з запропонованим законом;

3 – традиційно регульована величина

Рисунок 3 – Перехідні процеси зміни щільності зернового потоку фракції $A = 40 \text{ г} / \text{тис.шт}$ при висіві першого бункера насіння

при заданій нормі висіву $Q_{мз} = 45 \text{ шт} / \text{м}$ (рис.3,а – пряма 1). Як видно, залежність 3 при традиційному регулюванні не відповідає графіку 1 ідеального регулювання. Покращити показники можливо застосуванням регулювання за відхиленням відповідно функції

$$Q_{мр}(S_{j,i}) = \begin{cases} Q_{мф}(S_{j,i}), & \text{якщо } |Q_{мз} - Q_{мф}(S_{j,i})| < \Delta Q_{мн} \\ Q_{мф}(S_{j,n}) \mp \Delta Q_{мн}, & \text{якщо } |Q_{мз} - Q_{мф}(S_{j,n})| \geq \Delta Q_{мн} \end{cases}, \quad (10)$$

де $j = 0, 1, 2, \dots, n$ - інтервали перерегулювання;

$i = 0, 1, 2, \dots, n$ - індекси поточних $S_{j,i}$ та кінцевої $S_{j,n}$ координат виміру щільності

$Q_{мф}(S_{j,i})$ у середині j -го інтервалу;

$\pm \Delta Q_{мн}$ - заданий поріг регулювання (межа відхилення поточного значення щільності) $Q_{мф}(S_{j,i})$ від заданої $Q_{мз}$.

При побудові перехідного процесу (крива 2, рис.3,а) межа відхилення була встановлена на рівні 1% відносно $Q_{мз} = 45 \text{ шт} / \text{м}$, тобто $\pm \Delta Q_{мн} = 0,45 \text{ шт} / \text{м}$. Як видно з кривих 2 і 3 (рис.3,а), число інтервалів перерегулювання та їх тривалість ΔS_j залежать від крутизни нахилу кривої 3. Вони також будуть залежати від величини порогу регулювання $\pm \Delta Q_{мн}$. Це буде характерним для кожної з фракцій посівного матеріалу.

Найкращих результатів управління процесом висіву можна досягти, якщо процес оцінювати за відносним усередненим відхиленням регульованої величини від заданого значення $Q_{мз}$ на повній відстані S_B . Це відповідає критерію якості управління, який можна подати у вигляді функціоналу

$$J[Q_{mp}(S)] = \frac{\left| \frac{1}{S_n - S_0} \int_{S_0}^{S_n} Q_{mp}(S) \cdot dS - Q_{mз} \right|}{Q_{mз}} \cdot 100, \% = \frac{\frac{1}{n} \cdot \sum_{j=1}^n \left| \frac{1}{\Delta S_j} \int_0^{S_j} Q_{mp}(S_{ji}) \cdot dS - Q_{mз} \right|}{Q_{mз}} \cdot 100, \% \quad (11)$$

Визначені за формулою (11) усереднені значення абсолютного відхилення щільності зернового потоку $\Delta \bar{Q}_{mj}$ по кожному з лінеаризованих інтервалів регулювання ΔS_j (чисельник другого виразу рівняння) за даними кривої 2 (рис.3,а) дозволили визначити усереднене по шляху S_B , тобто $(S_n - S_0)$, абсолютне відхилення щільності $\Delta \bar{Q}_{mp}$ (чисельник першого виразу рівняння), що дорівнює $\Delta \bar{Q}_{mp} = 0,225$ шт/м. Для даного випадку функціонал, що оцінює якість сівби, дорівнює $J[Q_{mp}(S)] = 0,5\%$. Відносна похибка відхилення щільності зернового потоку від заданого значення знаходиться в межах $\pm 0,5\%$. Зменшити величину функціоналу $J[Q_{mp}(S)]$ можливо зменшенням порога регулювання $\pm \Delta Q_{mn}$, пропорційного кроку переміщення виконавчого механізму, тобто інтервалу зміни довжини котушки $\pm \Delta L_k$, мінімальна величина котрого обмежена можливостями існуючих технічних засобів $|\Delta L_k| \geq 0,1 \text{ мм}$. Це примушує вводити обмеження і на величину ΔQ_{mn} .

Таке управління можливо здійснити за допомогою системи автоматичного керування, поданої на рис.4. Регульованим об'єктом тут виступає висівна система зернової сівалки, на виході якої формується зерновий потік. Система комп'ютерної ідентифікації зернового потоку забезпечує визначення поточних значень щільності $Q_{mf}(S)$. До початку сівби в блок обробки інформації вводять обрані значення $Q_{mз}$,

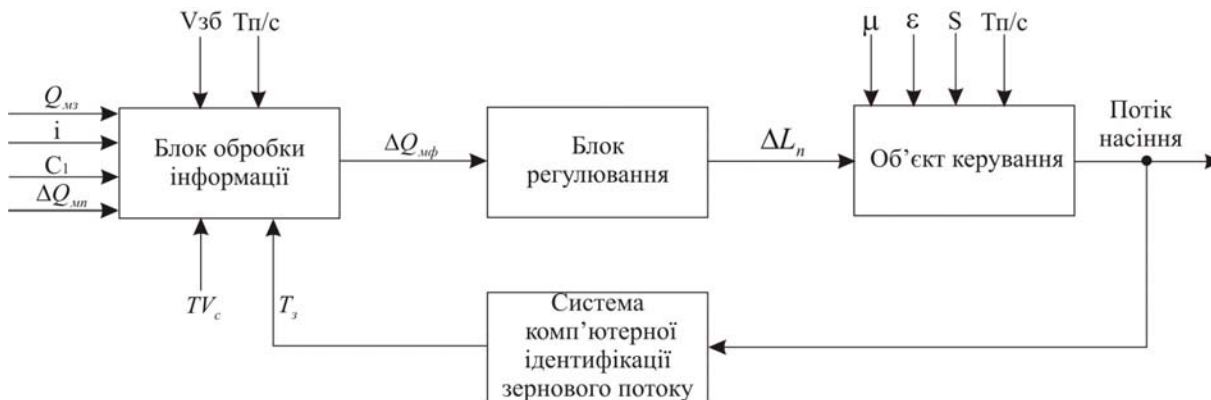


Рисунок 4 – Структурна схема системи автоматичного керування процесом висіву

ΔQ_{mn} , i , C_1 . Під час сівби в нього поступають імпульси від зареєстрованих насінин $T_з$, сигнали TV_c , які інформують про проходження сівалкою фіксованих ділянок шляху з швидкістю V_c , інформація про об'єм зерна в бункері $V_{зб}$ та сигнали "пуск/стоп" $T_{п/с}$ процесу висіву. На виході даного блока формуються граничні значення параметра відхилення $\Delta Q_m = Q_{mf}(S) - Q_{mз}$. Блок регулювання забезпечує зміну робочої довжини котушки на ΔL_k , пропорційну величині відхилення ΔQ_m , тобто

$$\pm \Delta Q_m = \mp b_m \cdot \Delta L_k \quad (12)$$

Аналіз показує, що в розглянутій системі (рис.4) можливо удосконалити закон керування. Якщо бункер сівалки кожного разу завантажувати насінням однаково, то в

кожному випадку проходження шляху S_B буде повторюватись характер зміни щільності зернового потоку (рис.1) Це дозволяє організувати процес самонавчання. При цьому в процесі кожної зміни робочої довжини котушки $\pm \Delta L_k$ в кінці попереднього інтервалу регулювання можна враховувати крутизну зміни щільності в наступному інтервалі на підставі значень критичної щільності, зафіксованої в пам'яті бортового комп'ютера за результатами реєстрації даних на попередньому відрізьку шляху S_B . На підставі цього створено закон регулювання з упередженням, який можна подати залежностями

$$Q_{MPV}(S_{j,i}) = \begin{cases} Q_{mf}(S_{j,i}), & \text{якщо } |Q_{m3} - Q_{mf}(S_{j,i})| < \Delta Q_{mn} \\ Q_{mf}(S_{j,n}) \mp \Delta Q_{mn} \mp Q_{m3} \cdot N \cdot \operatorname{tg}_{j+1} \alpha, & \text{якщо } |Q_{m3} - Q_{mf}(S_{j,n})| \geq \Delta Q_{mn} \end{cases}, \quad (13)$$

де $\operatorname{tg} \alpha$ - тангенс кута нахилу кривої щільності в довільних точках шляху S_B при висіванні різних фракцій насіння;

N - коефіцієнт пропорційності, який використовується при визначенні регульованої величини відхилення з упередженням $\mp \Delta Q_{MPV} = \mp Q_{m3} \cdot N \cdot \operatorname{tg}_{j+1} \alpha$ і визначається за умови $\Delta Q_{MPV} = 0,005 \cdot Q_{m3}$ при максимальній кривизні $\operatorname{tga}(S)_{\max}$ кривої щільності $Q_{mf}(\mu, S)$.

Значення діапазонів варіювання тангенса кута нахилу кривої зміни щільності потоку зерен в довільних точках шляху S_B при висіванні різних фракцій насіння та коефіцієнтів пропорційності N подані в табл.3. З даних табл.3 видно, що поправки, які вносяться при реалізації даного закону керування, суттєво відрізняються як вздовж шляху S_N , так і в межах окремої фракції посівного матеріалу. Крива перехідного процесу для даного закону керування приведена на рис.3, б – крива 2. Функціонал оцінки якості сівби, визначений для даного закону регулювання, при $Q_{m3} = 45 \text{ ум/м}$ та $\Delta Q_{mn} = 0,45 \text{ ум/м}$ дорівнює $J[Q_{MPV}(S)] = 0,416\%$, що вказує на підвищення якості регулювання.

Таблиця 3 - Діапазони зміни тангенса кута нахилу кривої зміни щільності потоку зерен на шляху S_B і значення коефіцієнта пропорційності N для посівного матеріалу різних фракцій

| Маса 1000шт. насіння (тип фракції)А, г/тис.шт. | 25 | 30 | 35 | 40 | |
|--|--------------------------|--------------------------|--------------------------|----------------------------|---|
| $\operatorname{tga}(S)$ | $5 \cdot 10^{-4} \div 0$ | $6 \cdot 10^{-4} \div 0$ | $1 \cdot 10^{-3} \div 0$ | $1,3 \cdot 10^{-3} \div 0$ | 1 |
| N | 13 | 10 | 6 | 5 | |

Враховуючи позитивний вплив регулювання з упередженням на якісні показники та фактор технічного обмеження зміни робочої довжини котушки ($|\Delta L_k| \geq 0,1 \text{ мм}$, $|\Delta Q_{mn}| \cdot 100\% / Q_{m3} \geq \delta_{\min}, \%$), можна запропонувати закон автоматичного регулювання у вигляді залежностей

$$Q_{MPO}(S_{j,i}) = \begin{cases} Q_{mf}(S_{j,i}), & \text{якщо } |Q_{mf}(S_{j,i}) - Q_{m3}| < \Delta Q_{MO}(S_{j,1}), \quad \Delta Q_{MO} = \frac{\Delta Q_{mn}}{2} \\ Q_{mf}(S_{j,n}) - [\pm (\Delta Q_m(S_{j,n}) + \Delta Q_{MO}(S_{j,1}))], & \text{якщо } |Q_{mf}(S_{j,n}) - Q_{m3}| \geq \Delta Q_{MO}(S_{j,1}) \end{cases}. \quad (14)$$

Цей закон дозволяє встановити поріг регулювання на рівні $\Delta Q_{MO} = \Delta Q_{mn} / 2$ і

звести величину відхилення за упередженням до мінімально допустимої зміни робочої довжини котушки. Перехідний процес зміни щільності зернового потоку фракції $A = 40 \text{ г/мис.шт.}$ відповідно даному закону керування подано на рис.3, в – графік 2. При цьому функціонал оцінки якості сівби, визначений при $Q_{мз} = 45 \text{ шт/м}$ і $\Delta Q_{мт} = 0,45 \text{ шт/м}$, дорівнює $J[Q_{мрО}(S)] = 0,25\%$, що є найбільш оптимальним з розглянутих законів. Реалізувати останні два закони за допомогою системи (рис.4) не можливо, оскільки вона повинна оперативно реагувати на вплив зовнішніх факторів. Для цього її необхідно оснастити блоком адаптації. Блок адаптації повинен на підставі розширених вхідних даних $Q_{мз}, i, A, \gamma, C_1$ визначати коефіцієнт пропорційності b_m і відповідний для даної фракції посівного матеріалу поріг регулювання $\Delta Q_{мО}$, пропорційний встановленому кроку переміщення ΔL_k .

Отже, традиційний підхід керування процесом висіву зернових культур практично не відповідає агротехнічним вимогам. Забезпечити якісний висів зернових можливо лише застосуванням адаптивного керування, найкращі результати якого будуть досягненні реалізацією запропонованого найбільш ефективного закону. Для цього систему автоматичного керування необхідно оснастити блоком адаптації, на який покладається визначення змінних коефіцієнта b_m і порогу регулювання $\Delta Q_{мО}$.

На підставі проведених досліджень відкривається перспектива розробки адаптивної системи автоматичного керування висівом зернових культур, яка забезпечить економію вартісного посівного матеріалу та підвищення врожайності з майбутнім покращенням стану України серед провідних експортерів зерна.

Список літератури

1. Серед провідних експортерів зерна // Урядовий кур'єр. – 2011. - №26(4424). – С.2.
2. Пархоменко М.Д. Дослідження динаміки розподілу зернового потоку в площині реєстрації датчика / М.Д. Пархоменко, Ю.М. Пархоменко, І.М. Горевий // Конструювання, виробництво та експлуатація сільськогосподарських машин: загальнодержавний міжвідомчий науково-технічний зб. – 2004. – Вип.34. – С. 152-158.
3. Сисолін П. В. Теорія проектування та розрахунки посівних машин: [навч. посібник] / Сисолін П.В.- К.: ІСДО, 1994. – 148 с.
4. Випробування сільськогосподарської техніки. – К: Мінагрополітики України, 2006. – 86 с.

Ю. Пархоменко

Теоретическое обоснование адаптивной системы автоматического управления высевом зерновых культур

В данной статье приведены результаты теоретического обоснования адаптивной системы автоматического управления высевом зерновых культур. Показано, что регулируемой величиной является плотность зернового потока, которая линейно зависит от рабочей длины катушки высевашевого аппарата. Плотность зернового потока, в соответствии с агротехническими требованиями, может быть обеспечена только при адаптивном управлении с реализацией предложенного наиболее эффективного закона.

U. Parhomenko

Theoretical control of adaptive system of automatic regulation by seeding of cereal crops

The results of theoretical ground of the adaptive system of automatic control sowing of grain-crops are resulted in this article. It is retined that managed a size there is a closeness grain-growing flow, which arcwise depends on working length of seed-wheel. The closeness of corn stream, in accordance with agrotechnical requirements, can be well-to-do only at adaptive control with realization of the offered most effective law.

Одержано 23.03.11

УДК 621.311.1

А.Ю.Орлович, проф., канд. техн. наук, А.І. Котиш, доц., канд. техн. наук,
О.В. Співак асп.

Кіровоградський національний технічний університет

Контроль забрудненості поверхні ізоляторів під робочою напругою та замикань фази на землю

Контролюється рівень забрудненості поверхні ізоляторів для усунення їх перекриття. Сигнал пристрою про критичний рівень забрудненості певного ізолятора передається диспетчеру. Система контролю забрудненості поверхні опорних ізоляторів виконується на трьох ізоляторах, котрі мають різне положення в комірці. При цьому враховуються всі фактори впливу оточуючого середовища на дослідні ізолятори. В пристрої виконується ще й контроль замикань фази на землю.

ізолятор, забрудненість поверхні, перекриття ізолятору, замикання на землю

Погіршення ізоляційних властивостей та перекриття ізоляторів неминує відбуватися при забрудненні і зволоженні їх поверхні під час експлуатації електроустановок систем електропостачання. Відома система технічної діагностики секторної забрудненості високовольтних опорних ізоляторів під робочою напругою [1]. В указаній роботі розраховується величина сектора забруднення за активною і реактивною складовими поверхневого струму витоку. Значення критичного струму витоку визначається з урахуванням протікання струму витоку по розрахованому сектору забруднення в умовах поточного значення вологості і температури оточуючого ізолятор повітря, температури ізолятора та прикладеної до нього напруги. За результатами порівняння критичного та поверхневого струму витоку робиться висновок про небезпечний рівень забруднення. Недоліком можна зазначити, що система контролює ступінь забруднення лише одного ізолятора.

Метою роботи є розширення функціональних можливостей, надійності і якості контролю під робочою напругою, удосконалення та легкості впровадження.

Пошкодження комплектних розподільчих пристроїв зовнішньої установки (КРПЗ) в відсотковому еквіваленті, що є характерними по Кіровоградській області, до загального числа аварій представлено на рис. 1.

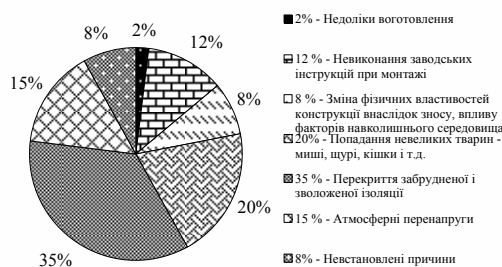


Рисунок 1 – Причини аварій КРПЗ по Кіровоградській області

Найбільша кількість аварій (рис. 1) пов'язані з перекриттям забрудненої ізоляції в часи випадіння роси або запотівання поверхні при переході температури повітря

через 0°C (до 35%). Серед причин пошкоджень, які обумовлені недоліками виготовлення і конструкції КРПЗ є порушення технології виготовлення, дефекти ізоляції, дефекти блокувальних пристроїв, розгерметизація вакуумних вимикачів. Їх кількість складає близько 2% і вони проявляються одразу при вводі в експлуатацію. До недоліків експлуатації і монтажу є невиконання заводських інструкцій при монтажі КРПЗ, порушення термінів профілактичних випробовувань і ремонтів, - ці причини займають 7-12%. Це пояснюється тим, що більшість комірок КРПЗ введені в експлуатацію досить давно, а кількість нових незначна. Тривала експлуатація КРПЗ призведе до зміни фізичних властивостей елементів конструкції внаслідок зносу, впливу факторів навколишнього середовища (температури і вологості). Кількість аварійних відключень пов'язаних з цією причиною із року в рік майже не змінюється і знаходиться на рівні біля 8%. На долю атмосферних перенапруг приходить до 15% аварійних відключень на рік, перекриття ізоляції від атмосферної перенапруги є самостійним видом пошкоджень. [1]. Результати обстеження типів КРПЗ, які експлуатуються в Кіровоградській області (табл.1), показали, що комірки експлуатуються більше 15 років. За цей період вони проходили внутрішню модернізацію. Зовнішня конструкція залишилась без змін. На багатьох підстанціях не розглядається питання ущільнення корпусних щілин. Заміна комірок на нові вимагає великих капітальних витрат, які в короткий термін не будуть виконані. Конструкціями шаф не передбачено ущільнення днищ, до того ж у шаф з кабельним вводом передбачено ввід через відкрите днище. Це дозволяє невеликим тваринам проникати до шаф і, попадаючи під струмоведучі частини, призводять до різного роду замкнень. За вказаною причиною відбувається до 25% аварійних відключень КРПЗ.

Задля підвищення надійності електропостачання споживачеві при встановленому обладнанні необхідно усунення найпоширенішої причини аварій. Небезпечне забруднення певного ізолятора (і можливе подальше його перекритті при зволоженні поверхні), можна контролювати. Запропонована система контролю забрудненості поверхні підстанційних опорних ізоляторів здійснюється на трьох ізоляторах різних фаз при порівняння поверхневого струму витоку з граничним рівнем струму, і за об'ємним струмом витоку здійснюється контроль замикань фази на землю. Принципову схему пристрою наведено на рис. 2.

Таблиця 1– Статистичні дані типів КРПЗ, що експлуатуються на підстанціях по Кіровоградській області

| Назва підстанції 35/10 кВ по Кіровоградській області | Тип КРПЗ | % використання даного типу РП на підстанції | Рік введення в експлуатацію |
|--|------------|---|-----------------------------|
| п/ст «Помічна» | КРН-4-10 | 90 | 1983 |
| п/ст «Суботці» | КРН-2-10 | 90 | 1982 |
| п/ст «Ілліча» | КРУН-10К | 100 | 1980 |
| п/ст «Кіровоградська» | КСО-393 | 100 | 1980 |
| п/ст «Крупське» | КРН-10-У1 | 100 | 1976 |
| п/ст «Верблюжка» | КРН-10 У | 100 | 1979 |
| п/ст «Кринична» | К-37 | 100 | |
| п/ст «Новогригорівка» | КРН-III-10 | 65 | 1976 |
| п/ст «Жовтнева» | КРН-IV | 80 | 1979 |
| п/ст «Сагайдакська» | КРУН-10У | 70 | 1979 |
| п/ст «Ясна» | К-201 | 100 | 1993 |
| п/ст «Балашівська» | КСО-285 | 100 | |
| п/ст «Бережинська» | КРН- IV-10 | 100 | 1994 |

Пристрій складається з блоку обчислення активної I_a і реактивної I_p складових поверхневого струму витоку (1); блоку обчислення величини сектора забруднення S (2); блоку давачів вологості W і температур поверхні ізоляторів $t_{із}$ та температури повітря в комірці КРУН $t_{нов}$ (3); блоку визначення критичного струму витоку $I_{кр}$ (4); трьох дослідних ізоляторів різних фаз (5), комутаторів напруги і струму та двох блоків порівняння.

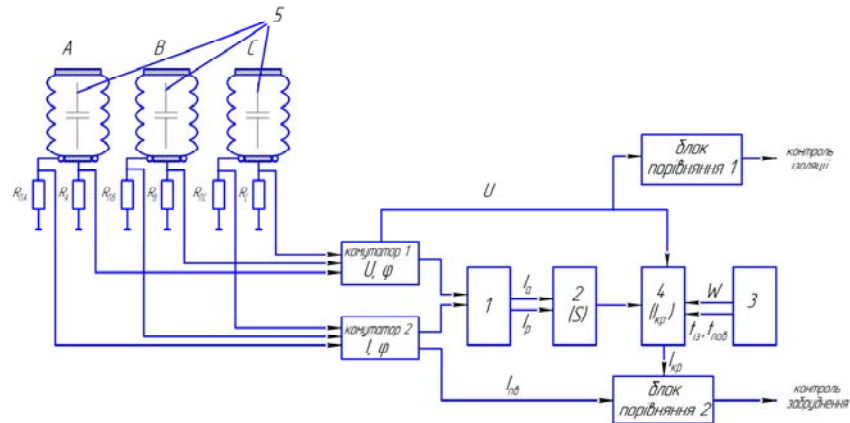


Рисунок 2 – Контроль забрудненості поверхні ізолятору під робочою напругою та замикань фази на землю

Запропонований спосіб контролю, представлений на рис.2, здійснюється наступним чином. Вимірювання параметрів поверхневих струмів витоку здійснюється за допомогою вимірювальних шунтів $R_{ПА}$, $R_{ПВ}$, $R_{ПС}$. Значення поверхневих струмів витоку, пропорційних падінню напруги на $R_{ПА}$, $R_{ПВ}$, $R_{ПС}$, разом зі значенням фазних напруг подаються до блоку обчислення 1 активної I_a і реактивної I_p складових струму витоку по чергово кожної фази від комутаторів напруги та струму. Визначення значення прикладеної до ізолятора високовольтної напруги здійснюється за падінням напруг на шунтах R_A , R_B , R_C відповідно фаз А, В, С, що створюють ємнісні об'ємні струми витоку дослідних ізоляторів 5. Далі у блоці 2 відбувається визначення величини секторного забруднення S по значенням I_a і I_p . Значення S разом з величиною вологості, температури поверхні ізолятора і температури оточуючого середовища подаються до блоку 4 обчислення значення критичного струму витоку [2]. Граничне значення критичного струму $I_{кр}$ збільшується пропорційно збільшенню напруги, що виключає хибне спрацювання при замиканні на землю (ЗНЗ). Порівнювання значень поверхневого струму з граничним значенням для конкретних умов роботи ізолятору свідчить про його стан забруднення і умови подальшої роботи.

З блоку комутатора значення напруг подаються до блоку порівняння напруг 1. За відсутності ЗНЗ об'ємні струми через ізолятори однакові, падіння напруги на шунтах R_A , R_B , R_C , що подаються на комутатор 1 напруг, теж однакові. При ЗНЗ напруга пошкодженої фази відносно землі стає близькою до нуля. В непошкоджених фазах напруга збільшується від $\sqrt{3}$ раз (металеве ЗНЗ) до $3-4U_\phi$ (дугове ЗНЗ). Блок порівняння напруг 1 визначає пошкоджену фазу за зменшенням падіння напруги на шунті від об'ємного струму витоку через ізолятор в пошкодженій фазі і збільшенню в непошкоджених фазах та сигналізує про факт і фазу ЗНЗ.

При збільшенні вологості в комірці на поверхнях ізоляторів (чи то чистих, чи забруднених) можливе випадіння роси і подальше перекриття ізолятору при забрудненій поверхні. Зволоження чистого ізолятору призведе до незначного збільшення поверхневого струму витоку, та цей струм буде менший за $I_{кр}$ тому що, при збільшенні вологості W збільшується граничне значення $I_{кр}$. Прилад хибно не спрацює. Почергове визначення значення критичного струму витоку для кожного ізолятора при певних впливових факторах і при досягненні на одній з фаз $I_{пв} \geq I_{кр}$ пристрій сигналізуватиме про критичне забруднення певного ізолятора.

Висновок. В сьогоденні умовах знаходяться в експлуатації старі комірки, які не є герметичні, і тому має значення суттєвий вплив навколишнього середовища на мікроклімат комірки. Задля забезпечення надійного електропостачання вдосконалюються системи контролю стану опорних ізоляторів. В період між регламентними чистками слід контролювати рівень забрудненості поверхонь ізоляторів, задля усунення їх перекриття. Сигнал запропонованого пристрою про критичний рівень забрудненості певного ізолятору повідомляється диспетчеру. Систему контролю забрудненості поверхні опорних ізоляторів можна виконати на трьох ізоляторах, що мають різне розташування в комірці. При цьому враховується всі фактори впливу довкілля на дослідні ізолятори. Суміщення в одному пристрої ще й контролю замикання фази на землю збільшує функціональні можливості.

Список літератури

1. Сіріков О.І. Електричний контроль ступеня секторних забруднень високовольтних опорних ізоляторів під робочою напругою.: Автореф. Дис. канд. техн. наук. – Харків: НТУ «ХПІ», 2009. – 19 с.
2. Визначення критичного струму витоку для контролю секторних забруднень високовольтних ізоляторів/[Орлович А.Ю., Плешков П.Г., Серебренников С.В., Сіріков О.І.]. – Кіровоград: КНТУ, 2010 – С. 210-214. – (Загальнодержавний міжвідомчий науково-технічний збірник. Конструювання, виробництво та експлуатація сільськогосподарських машин. Випуск 40, част. II).

А.Орлович, А.Котыш, О.Спивак

Контроль загрязненности поверхности изоляторов под рабочим напряжением и замыканий фазы на землю

Контролируется уровень загрязненности поверхностей изоляторов для устранения их перекрытия. Сигнал устройства о критическом уровне загрязненности определенного изолятора сообщается диспетчеру. Систему контроля загрязненности поверхности опорных изоляторов выполняется на трех изоляторах, которые имеют разное расположение в ячейке. При этом учитывается все факторы влияния окружающей среды на опытные изоляторы. В устройства совмещается и контроль замыкания фазы на землю.

A.Orlovich, A. Kotysh, O. Spivak

Control of contamination of surface of insulators under working voltage and shorting phase on ground

The level of muddiness of surfaces of insulators is controlled for the removal of their ceiling. Signal of device about the critical level of muddiness certain an insulator it is revealed to the controller. Checking of muddiness of surface of supporting insulators system executed on three insulators which have intense location in a cell. Thus taken into account all factors of influence of environment on experimental insulators. In devices control of shorting of phase is combined on ground.

Одержано 24.03.11

УДК 621.316.1

П.Г. Плешков, доц., канд. техн. наук, О.І. Сіріков, канд. техн. наук,
Г.В. Безкровна, маг.

Кіровоградський національний технічний університет

Оптимізація рівня напруги в цехових мережах промислових підприємств

Сформульована задача оптимізації рівня напруги в цеховій електричній мережі за мінімумом сукупних втрат активної потужності в електромережі і двигунах. Розкриті теоретичні засади розрахунку втрат в електричних двигунах, як функції напруги на їх затискачах та коефіцієнту завантаження. Викладена методика вибору оптимальної відпайки ПБЗ цехового трансформатора.

втрати активної потужності, асинхронний двигун, цехова електрична мережа, рівень напруги

Вступ. Підвищення ефективності, економічності електричних машин, що є головними споживачами електричної енергії на промислових підприємствах, є однією з важливих задач, яка стоїть, як на етапі проектування, так і на етапі експлуатації. Якщо, на етапі проектування задаючись певними навантажувальними характеристиками, можливо звести до оптимального мінімуму втрати в електричній машині, то на етапі експлуатації підвищити ефективність роботи можливо лише шляхом підтримання номінальних значень проектних параметрів, до яких слід віднести напругу живлення та коефіцієнт завантаження. Однією з головних причин збільшення витрати електричної енергії та зменшення ефективності роботи електричних машин є зменшення навантаження нижче проектного, що може бути викликане, як особливостями технологічного процесу, так і вимушеним зменшенням продуктивності підприємства в цілому.

Постановка задачі. Підвищити коефіцієнт завантаження або використовувати електричні двигуни меншої потужності в робочих машинах не завжди є можливим. Тому, в таких випадках підвищити ефективність роботи можливо лише шляхом зменшення напруги живлення в допустимих межах [1]. Зменшення напруги, в свою чергу призведе до збільшення втрат в системі електропостачання, що вимагатиме сукупного розгляду втрат електроенергії в електродвигунах і мережі, як єдиному цілому для пошуку оптимального значення рівня напруги живлення.

Аналіз публікацій. У випадку зміни напруги живлення асинхронного двигуна активна потужність на валу залишається практично не змінною, змінюються лише втрати активної потужності в двигуні на деяку величину δP , яка може бути додатною або від'ємною в залежності від напрямку зміни напруги, типу двигуна і його коефіцієнту завантаження k_3 . В загальному випадку для трифазних асинхронних двигунів зміна активної потужності $P_{\text{дв}}$, що споживається ними, визначається з наступного виразу [1, 2]:

$$P_{\text{дв}} = k_3 P_{\text{ном}} + \Delta P_{\text{ном}} + \delta P = k_3 P_{\text{ном}} + \Delta P_{\text{ном}} (1 + k_{\text{п}}), \quad (1)$$

де $\Delta P_{\text{ном}}$ – втрати активної потужності в двигуні при номінальній напрузі на його затискачах;

$k_{\text{п}}$ – коефіцієнт пропорційності, дорівнює відношенню додаткових втрат активної потужності в двигуні δP до величини $\Delta P_{\text{ном}}$.

Величина додаткових втрат δP , що викликана зміною напруги мережі суттєво залежить від коефіцієнта завантаження двигуна k_z . В [2] наведені графіки залежності зміни втрат активної потужності в асинхронних двигунах серії А і АО напругою 380 В від зміни напруги живлення у межах $\pm 10\%$ від номінальної для двигунів потужністю 1–100 кВт, що мають синхронну частоту обертання 1000–3000 об/хв. Аналіз кривих з [2] дозволяє зробити наступні висновки:

- при коефіцієнтах завантаження двигунів робочих агрегатів близьких до 1 краще тримати напругу в мережі близькою до верхньої допустимої межі;
- при коефіцієнті завантаження близькому до 0,5 краще тримати напругу в мережі близькою до нижньої допустимої межі;
- при коефіцієнті завантаження близькому до 0,75 бажано тримати напругу близькою до номінальної, але можливі випадки коли при такому коефіцієнті завантаження бажано буде тримати напругу ближчу до верхньої межі.

Отже, відсутність чітких рекомендацій по вибору напруги, при коефіцієнті завантаження біля 0,75, та взагалі відсутність рекомендацій по вибору напруги для групи двигунів з різними коефіцієнтами завантаження, а також відсутність методики розрахунку величини зміни втрат для кількісної оцінки, вимагає подальшого удосконалення методики вибору рівня напруги системи електропостачання.

Мета статті. Отримання аналітичних виразів для розрахунку втрат в асинхронних двигунах, формулювання оптимізаційної задачі вибору рівня напруги, розробка методики вибору оптимальної відпайки ПБЗ цехового трансформатора.

Основна частина. Вихідними довідковими даними для розрахунку втрат в асинхронному двигуні є $P_{2\text{ном}}$, $U_{\text{ф}}$, $\cos\varphi_{\text{ном}}$, $\eta_{\text{ном}}$, $s_{\text{ном}}$, $M_{\text{тах*}}$, X_{μ} , R'_1 , X'_1 , R''_2 , X''_2 , n_1 , які вибираються з [3] в залежності від марки встановленого двигуна. У разі відсутності в довідковій літературі параметрів схеми заміщення асинхронного двигуна X_{μ} , R'_1 , X'_1 , R''_2 , X''_2 , вони можуть бути отримані з дослідів холостого ходу і короткого замкнення. Параметри $P_{2\text{ном}}$, $U_{\text{ф}}$, $\cos\varphi_{\text{ном}}$, $\eta_{\text{ном}}$, $s_{\text{ном}}$ можна знайти в паспорті двигуна.

Опори X_1 і R_1 (рис. 1) можуть бути обчислені за наступними формулами:

$$X_1 \approx \frac{2 \cdot X'_1 \cdot X_{\mu}}{X_{\mu} + \sqrt{X_{\mu}^2 + 4 \cdot X'_1 \cdot X_{\mu}}}, \quad R_1 = R'_1 \cdot X_1 / X'_1, \quad (2)$$

де X_{μ} – індуктивний опір магнітного кола двигуна;

R'_1 , X'_1 – активний та індуктивний опори статора відповідно;

R''_2 , X''_2 – активний та індуктивний опори ротора відповідно, приведені до кола статора.

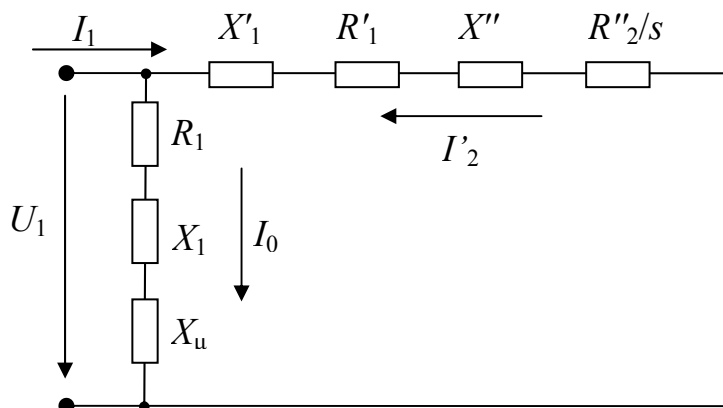


Рисунок 1 - Схема заміщення асинхронного двигуна

Залежності η і $\cos\varphi$ асинхронного двигуна від напруги на його затискачах при різних навантаженнях виражаються наступними виразами [4]:

$$\eta = \frac{1}{1 + \frac{\Sigma \Delta P}{P_2}} = \frac{1}{1 + \left(\frac{1 - s_{\text{ном}}}{P_{2\text{ном}} \cdot M_*} \right) \cdot \left[\frac{\Delta P_{\text{м.ном}} \cdot k_U^4 + \Delta P_{\text{ел.ном}} \cdot M_*^2 + \Delta P_{\text{мех.ном}} \cdot \left(\frac{k_U^2 - s_{\text{ном}}}{1 - s_{\text{ном}}} \right)}{k_U^2 - s_{\text{ном}} \cdot M_*} \right]}, \quad (3)$$

$$\cos \varphi = \frac{I'_{2\text{ном}} \cdot \frac{M_*}{k_U}}{\sqrt{\left(I_{0\text{ном}} \cdot k_U + I'_{2\text{ном}} \cdot \frac{M_*^2}{2 \cdot M_{\text{мах}*} \cdot k_U^3} \right)^2 + \left(I'_{2\text{ном}} \cdot \frac{M_*}{k_U} \right)^2}}, \quad (4)$$

де $s_{\text{ном}}$ – ковзання у номінальному режимі;

$P_{2\text{ном}}$ – потужність на валу двигуна у номінальному режимі;

M_* – коефіцієнт завантаження двигуна, $M_* = M/M_{\text{ном}}$;

$\Delta P_{\text{м.ном}}$ – втрати потужності магнітного ланцюга двигуна при номінальному режимі його роботи;

$\Delta P_{\text{ел.ном}}$ – втрати потужності в обмотках статора та ротора двигуна при номінальному режимі його роботи;

$\Delta P_{\text{мех.ном}}$ – механічні втрати потужності у номінальному режимі;

$M_{\text{мах}*} = M_{\text{мах}}/M_{\text{ном}}$ – відносне значення максимального моменту.

$I_{0\text{ном}}$ і $I'_{2\text{ном}}$ – значення струму вітки намагнічування

$$I_{0\text{ном}} = \frac{U_{\Phi}}{\sqrt{r_1^2 + (x_1 + x_{\mu})^2}}$$

і струму навантажувальної гілки

$$I'_{2\text{ном}} = \frac{U_{\Phi}}{\sqrt{(r_1' + C_1 \cdot r_2''/s)^2 + (x_1' + C_1 \cdot x_2'')^2}};$$

$$C_1 = 1 + \frac{x_1'}{x_{\mu}};$$

$k_U = U_1/U_{1\text{ном}}$ – коефіцієнт регулювання напруги.

Розрахунок втрат потужності номінального режиму проводиться за наступними формулами:

$$\Delta P_{\text{м.ном}} = P_{1\text{ном}} - \Delta P_{\text{ел1ном}} - P_{\text{ем.ном}}, \quad (5)$$

де $P_{1\text{ном}}$ – номінальна потужність, яку двигун споживає з електричної мережі

$$P_{1\text{ном}} = U_{1\text{ном}} \cdot I_{1\text{ном}} \cdot \cos \varphi_{\text{ном}} \quad \text{або} \quad P_{1\text{ном}} = \frac{P_{2\text{ном}}}{\eta_{\text{ном}}};$$

$\Delta P_{\text{ел.ном1}} = m_1 \cdot I_{1\text{ном}}^2 \cdot R_1$ – втрати потужності в обмотці статора при номінальному режимі;

m_1 – числом фаз статора;

$P_{\text{ем.ном}} = M_{\text{ном}} \cdot \omega_1$ – номінальна електромагнітна потужність АД;

$\omega_1 = \frac{2 \cdot \pi \cdot n_1}{60}$ – синхронна кутова швидкість вала двигуна;

$$M_{\text{ном}} = 9550 \cdot \frac{P_{\text{ном}}}{n_{\text{ном}}} - \text{номінальний електромагнітний момент.}$$

$$\Delta P_{\text{ел.ном}} = \Delta P_{\text{ел.ном1}} + \Delta P_{\text{ел.ном2}} = m_1 \cdot I_{\text{ном}}^2 \cdot R_1 + m_1 \cdot I_{2\text{ном}}'^2 \cdot R_2', \quad (6)$$

$\Delta P_{\text{ел2.ном}}$ – втрати потужності в обмотці ротора при номінальному режимі.

За значенням $\cos \varphi$ (3) та η (4), при певному значенні коефіцієнта завантаження M_* і коефіцієнта регулювання напруги k_U , можна знайти потужності, що споживає двигун з мережі під час роботи:

$$P_1 = P_{2\text{.ном}} \cdot M_*/\eta, \quad S_1 = P_1/\cos \varphi, \quad Q_1 = \sqrt{S_1^2 - P_1^2}. \quad (7)$$

Ці потужності є вихідними для розрахунку втрат в системі електропостачання.

Втрати потужності в кабельній лінії (шинопроводі) визначаються за формулами:

$$\Delta P_{\text{кл}} = \frac{P_{\text{кл}}^2 + Q_{\text{кл}}^2}{U_{\text{кл}}^2} R_{\text{кл}}, \quad \Delta Q_{\text{кл}} = \frac{P_{\text{кл}}^2 + Q_{\text{кл}}^2}{U_{\text{кл}}^2} X_{\text{кл}}, \quad (8)$$

де $P_{\text{кл}}, Q_{\text{кл}}$ – активна та реактивна потужність у початковій точці розрахунку;

$R_{\text{кл}}, X_{\text{кл}}$ – активний та індуктивний опори кабельної лінії (шинопроводу);

$U_{\text{кл}}$ – напруга кабельної лінії (шинопроводу) у початковій точці розрахунку.

Враховуючи, що втрати потужності в двигунах і мережі залежать від напруги, то для якісного розрахунку необхідно визначити напругу в усіх точках системи електропостачання. Як правило, розрахунок ведеться для відхилення напруги від номінального, за значенням якого і визначається напруга в потрібних точках, а також порівнюється відхилення напруги з встановленим ГОСТ 13109-97.

Відхилення напруги визначається за формулою [5]:

$$V = V_{\text{цж}} - \sum_{j=1}^n \Delta U_j + \sum_{i=1}^m \delta U_i, \quad (9)$$

де $V_{\text{цж}}$ – відхилення напруги на шинах центру живлення, %;

$\sum_{j=1}^n \Delta U_j$ – сума втрат напруги в елементах мережі, %;

$\sum_{i=1}^m \delta U_i$ – сума додатків напруги за рахунок різних коефіцієнтів трансформації

трансформаторів, підключення батарей конденсаторів, %.

Втрата напруги в повітряних (ПЛ), кабельних (КЛ) лініях та шнопроводах знаходиться за формулами:

$$\Delta U_{\text{л}} = \frac{P_{\text{л}} \cdot R + Q_{\text{л}} \cdot X}{10 \cdot U^2}, \% \quad \text{або} \quad \Delta U_{\text{л}} = \frac{(r_0 + x_0 \cdot \tan \varphi) \cdot P \cdot l}{10 \cdot U^2}, \% , \quad (10)$$

де $P_{\text{л}}, Q_{\text{л}}$ – активні і реактивні потужності, кВт, квар;

R, X – активний та реактивний опір ПЛ, КЛ або шнопроводу, Ом;

U – напруга у точці підключення, кВ;

r_0, x_0 – питомий індуктивний та активний опір ПЛ, КЛ або шнопроводу, Ом/км;

$\tan \varphi = P_{\text{л}}/Q_{\text{л}}$ – коефіцієнт реактивної потужності навантаження лінії;

l – довжина лінії, шинопроводу, км.

Завданням оптимізації рівня напруги є вибір такого значення $V_{цж}$ при якому буде мінімум сумарних втрат активної потужності в цеховій електричній мережі та електродвигунах

$$\Sigma \Delta P(V_{цж}) \rightarrow \min, \quad (11)$$

при обмежених межах регулювання напруги

$$0,95 \cdot U_{ном} \leq U_i \leq 1,05 \cdot U_{ном}. \quad (12)$$

Сумарні втрати визначаються за формулою:

$$\Sigma \Delta P = \Sigma \Delta P_{мер} + \Sigma \Delta P_{дв}, \quad (13)$$

де $\Sigma \Delta P_{мер}$ – сумарні втрати активної потужності в цеховій мережі, визначаються за (8);

$$\Sigma \Delta P_{дв} = \sum K_3 \cdot P_{2ном} \cdot \left(\frac{1}{\eta} - 1 \right) - \text{сумарні втрати в електродвигунах цеху};$$

η – ККД двигуна знаходиться за (3);

K_3 – коефіцієнт завантаження двигуна дорівнює M^* .

Регулювання напруги в цеховій електричній мережі, як правило, здійснюється переключенням відпайок трансформатора з ПБЗ, яке має п'ять відгалужень ($\pm 5\%$ з кроком $2,5\%$). Отже, при виборі оптимального рівня напруги існує лише 5 варіантів можливих значень напруги центру живлення. Така невелика кількість можливих варіантів дозволяє при пошуку мінімуму функції (13) скористатися методом повного перебору. При цьому, здійснюючи розрахунок потрібно враховувати умову (12) для кожного i -го електроприймача і у випадку, якщо вона не виконується, то такий варіант із можливих слід виключити.

Пошук мінімуму функції (13) здійснюється в наступній послідовності:

1. За значеннями коефіцієнтів завантаження робочих двигунів визначається споживана потужність двигунами з мережі P_{1i} та Q_{1i} . При цьому вважається на першій ітерації, що напруга на затискачах двигуна дорівнює номінальній.

2. Проводиться розрахунок електричної мережі по потужності.

3. Проводиться розрахунок електричної мережі по напрузі. При цьому за напругу центру живлення береться напруга, яка відповідає крайній (найменшій або найбільшій) відпайці трансформатора.

4. За значеннями напруги у вузлах U_i визначаються нові значення споживаної потужності двигунами з мережі P_{1i} та Q_{1i} .

5. Розрахунок по п. 2, 3 і 4 повторюється поки зміна напруги у вузлах або споживаної потужності стане менше за деяку наперед задану нев'язку.

6. Визначаються втрати активної потужності в двигунах та електричній мережі. Розраховується значення цільової функції за формулою (13).

7. Змінюється відпайка трансформатора центру живлення та розрахунок по п. 1-6 повторюється. Таким чином перебираються усі відпайки трансформатора.

8. Перевіряються значення відхилення напруги на затискачах електроприймачів розраховані з різними відпайками трансформатора. Якщо умова (12) не виконується варіант з даним відгалуженням відкидається.

9. Серед варіантів, які залишилися після п. 8 вибирається той, який має найменше значення цільової функції. Відповідно і значення відпайки ПБЗ цехового трансформатора, яке відповідає цьому значенню буде оптимальне.

Розроблена методика розрахунку вибору оптимального значення рівня напруги в цеховій мережі може бути використана в системі енергетичного менеджменту підприємства з метою підвищення ефективності роботи цехового обладнання та економії електроенергії.

Висновки.

1. Розкриті теоретичні засади розрахунку втрат в електричних двигунах, як функції напруги на їх затискачах та коефіцієнту завантаження.

2. На основі проведених досліджень сформована цільова функція оптимізаційної задачі вибору рівня напруги у цеховій мережі, в якій поєднаний розрахунок втрат активної потужності в лініях електропередачі з розрахунком втрат в електродвигунах.

3. Розроблена методика пошуку мінімуму цільової функції, яка дозволяє розрахувати за заданими значеннями коефіцієнтів завантаження та параметрами електричної мережі і двигунів визначити відгалуження, що відповідатиме мінімуму сукупних втрат активної потужності.

Список літератури

1. Плешков П.Г. Моніторинг якості електричної енергії у системі енергетичного менеджменту підприємства / П.Г. Плешков, С.В. Серебренніков, О.І. Сіріков, Г.В. Безкровна // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка. Технічні науки. Випуск 102 "Проблеми енергозабезпечення та енергозбереження в АПК України". – Харків: ХНТУСГ, 2010. – С.36-37.
2. Справочник по электроснабжению и электрооборудованию: В 2 т. Т. 1. Электроснабжение/ Под общ. ред. А. А. Федорова. – М.: Энергоатомиздат, 1986. – 568 с.:ил.
3. Асинхронные двигатели серии 4А: Справочник / А. Э. Кравчик, М. М. Шлаф, В. И. Афонин, Е. А. Соболенская. — М.: Энергоиздат, 1982. — 504 с., ил.
4. Радин В. И. и др. Электрические машины: Асинхронные машины: Учеб. для электромех. спец. вузов/Радин В. И., Брускин Д. Э., Зорохович А. Е.; Под ред. И. П. Копылова — М.: Высш. шк., 1988.—328 с: ил.
5. Жежеленко И.В., Саенко Ю.Л. Качество электроэнергии на промышленных предприятиях – 4-е изд., передаб. и доп. – М.: Энергоатомиздат, 2005. – 261 с., 87 ил.

П. Плешков, А. Сиріков, Г. Безкровна

Оптимизация уровня напряжения в цеховых сетях промышленных предприятий

Сформулирована задача оптимизации уровня напряжения в цеховой электрической сети по минимуму совокупных потерь активной мощности в электросети и двигателях. Раскрыты теоретические принципы расчета потерь в электрических двигателях, как функции напряжения на их зажимах и коэффициента загрузки. Изложена методика выбора оптимальной отпайки ПБВ цехового трансформатора.

P. Pleshkov, A. Sirikov, H. Bezкровna

Optimization of level of voltage in the workshop networks of industrial enterprises

The task of optimization of level of voltage is formulated in a workshop electric network on a minimum of the combined losses of active-power in the electric system and engines. Theoretical principles of calculation of losses are exposed in electric engines, as function of voltage on their clamps and load factor. The method of choice of optimum leading-out wire of workshop transformer is expounded.

Одержано 28.03.11

УДК 621.793.620.172

В.Н. Лопата, доц., канд. техн. наук

Киевский национальный университет технологий и дизайна

А.В. Татаров, доц., канд. техн. наук, А.В. Шевченко, асп.

Кировоградский национальный технический университет

Б.А. Ляшенко, проф., д-р техн. наук

Институт проблем прочности им. Г.С.Писаренко НАН Украины

Методика определения коррозионной стойкости стальных теплопередающих поверхностей деталей теплообменного оборудования

Разработана методика определения коррозионной стойкости, которая отвечает рабочим условиям деталей, дает информацию о скорости коррозии и раскрывает механизм коррозионного процесса. Испытание не изменяет ни механизма коррозионного процесса, ни количественного влияния, на его скорость контролирующего фактора, что позволило определить влияние теплопередачи на коррозионные процессы, а также эффективность и работоспособность способов защиты деталей, от коррозии.

коррозионная стойкость, покрытия, напыление, теплопередача, электрохимический потенциал, скорость коррозии

Оценка и учет действительных потерь от коррозии в промышленности является трудной и не до конца технически и организационно решенной задачей.

Диагностирование интенсивности коррозионных процессов можно вести по изменению массы образцов, глубины проникновения коррозии, определению времени до появления первого коррозионного очага, площади прокорродировавшего металла, количеству выделявшегося водорода, поглощенного кислорода или перешедшего в раствор металла, изменению механических свойств, отражательной способности металла, электрохимических характеристик [1] по толщине оксидной пленки, рентгенографически и металлографически, по изменению интенсивности излучения облученного корродирующего участка [2], по уменьшению адгезии покрытий [3] по замыканию электролитом цепи при появлении сквозного разрушения образца, по уменьшению массы, следовательно - погружению поплавка в ротаметре, через который протекает агрессивная жидкость, по изменению емкости, электрического сопротивления или внутреннего трения корродирующего металла.

Причиной усиленного внимания к методикам диагностирования локальной коррозии на образцах, прошедших стендовые испытания является преимущественно язвенный характер коррозии стали в воде. Для контроля размеров питтингов и язв используют интенсивность рассеянного света, анализ снимков на растровом микроскопе, плотность тока при непрерывной развертке потенциал в анодном направлении [4], муаровое изображение, получаемое при движении образца вдоль решетки [5]. Наиболее удобным, однако, является профилометрирование поверхности образца [6, 1].

Во всех случаях является реальным получение информации не о размерах отдельной язвы (как показано выше, её возникновение и рост носят вероятностный характер), а статистического набора сведений о язвах, находящихся на прокорродировавшей поверхности. Это обуславливает необходимость применения методов математической обработки результатов. Наибольшее распространение

получила гипотеза о нормальном распространении язв по размерам, построение и сравнение кривых распределения при различных условиях испытаний [6, 2]. Следует, однако, отметить, что в цитированных исследованиях не выработано единого количественного критерия для оценки интенсивности язвенной коррозии на базе статистического анализа обнаруженных экспериментально язв.

Объекты и методы исследования

Наиболее ценную информацию при решении конкретных задач коррозионной защиты промышленного оборудования дают лабораторные испытания при условии проведения их в правильно смоделированных и тщательно контролируемых условиях. Основные принципы, на которых следует базироваться при таком моделировании [1]:

- метод испытания должен соответствовать рабочим условиям (соблюдение теорем подобия);
- испытания должны не только давать информацию о скорости коррозии, но и вскрывать механизм коррозионного процесса;
- ускорение испытаний не должно менять ни механизма коррозионного процесса, ни количественного влияния на его скорость контролирующего фактора;
- показатель интенсивности процесса должен быть выбран с учетом механизма коррозии и эксплуатационных требований;
- метод испытаний должен позволять проводить проверку различных способов защиты от коррозии, при этом испытания всех вариантов должны вестись параллельно.

При исследовании коррозии в электролитах наибольшее распространение получили электрохимические методы: измерение электродных потенциалов, токов коррозии, снятие поляризационных кривых в потенциостатическом или гальваническом режиме [2].

К сожалению, стандартные методики не охватывают всего многообразия эксплуатационных условий и поэтому в ряде случаев не могут дать точных рекомендаций по выбору способа защиты и прогнозу ресурса работы аппарата. Это приводит к разработке многочисленных оригинальных испытательных устройств.

Постановка задания

Изучение причин усиленной коррозии водоохлаждаемой теплообменной аппаратуры из малоуглеродистой стали является актуальным и важным для развития химической промышленности, повышения эффективности использования и надежности химического оборудования, снижения затрат на ремонт.

В работе была поставлена задача разработки методики определения коррозионной стойкости с целью выявления физико-химических особенностей коррозии стальных теплопередающих поверхностей с напыленными покрытиями в воде.

Результаты и их обсуждение

При изучении коррозии в условиях теплообмена с движущейся агрессивной средой к испытательному стенду предъявляются дополнительные требования:

- рабочая поверхность образца должна быть равнодоступной для коррозионных агентов, изотермичной, эквипотенциальной и равновероятной в коррозионном отношении;
- необходимо регулировать и контролировать одновременно и независимо гидродинамические параметры, температуру образца и тепловой поток через него;
- информация о параметрах, необходимых для аналитических расчетов тепло- и массообмена, должна быть получена с учетом конструкции стенда.

Очевидно, что в таких стендах воспроизведение рабочих условий является неполным.

Для уверенной разработки практических рекомендаций по защите теплообменников от коррозии во многих случаях предпочитая модели, более полно геометрически воспроизводящие реальный аппарат.

Самый простой вариант - создание стенда, конструктивно повторяющего кожухотрубный теплообменник - образцы - трубки защемлены в трубной доске. Такой стенд может испытываться в рабочей линии параллельно со штатным аппаратом или при лабораторном моделировании. Недостатки такого подхода - трудность получения количественных показателей (часто ограничиваются визуальными оценками), неравномерность условий коррозии по длине образца - трубки и по объему стенда (степень неравномерности возрастает при уменьшении размеров установки).

В ряде случаев ограничиваются только электрохимическими измерениями, что в некоторой степени оправдывает себя при оценке эффективности защиты теплообменника.

Таким образом, методы коррозионных испытаний в условиях, моделирующих реальный режим эксплуатации теплообменника, а также способы диагностирования образцов после испытаний нуждаются в совершенствовании.

Причиной повышенной интенсивности коррозии стали в начальной стадии является большое количество мест с повышенной энергией на свежей поверхности стального образца (микродефекты, выходы дислокаций, границ зерен и т.п.). На этих участках растворение металла проходит с повышенной скоростью. Фактически - это места анодного растворения железа, т.е. места роста коррозионных язв. При прохождении коррозии большинство этих активных участков растворяется, микрогетерогенность стальной поверхности уменьшается, коррозия приобретает более равномерный характер, а общий ток коррозии уменьшается. Отдельные места возможного роста язв, конечно, сохраняются на поверхности стали, но диффузионные ограничения (в основном, по подводу кислорода-деполяризатора) не позволяют развиваться коррозионным язвам с наибольшей возможной скоростью.

Таким образом, можно считать, что при коррозии стали в воде возможна одновременная реализация двух вариантов процесса, существенно отличающихся по скорости:

- равномерной коррозии с кинетическим контролем, скорость такого процесса определяется i_{∞} ,

- язвенной коррозии с диффузионным контролем, за меру наибольшей скорости этого процесса можно с некоторым приближением принять i_l , т.е. ток коррозии, получаемой после 1 ч выдержки в воде.

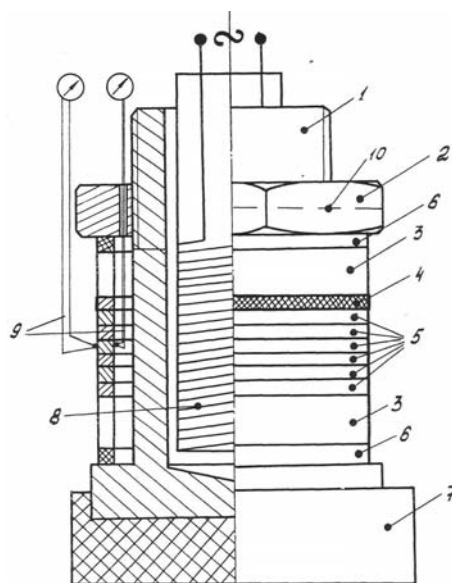
Близость результатов, полученных при небольших экспозициях гравиметрическим и электрохимическим методом, позволила использовать последний для сравнительной экспресс-оценки коррозионной стойкости перспективных для защиты стали 20 покрытий.

Для получения информации о характеристиках напыляемых покрытий использовался образец (рис.1), собранный из стальных колец. Крайним устанавливали кольцо с покрытием. Герметичность сборной "трубы" обеспечивали шлифовкой торцов колец и фторопластовыми прокладками (при стягивании гайкой всей конструкции, одетой на болт-теплорассеиватель с введенным внутрь его нагревателем). При контроле температуры на наружной и внутренней поверхности "трубы" использовали термопары Х. Образец после сборки погружали в ванну, через которую циркулировала вода с постоянной температурой, поддерживаемой с помощью термостата СЖМД. Поток воды в ванне (скорость 0,08 м/с) был направлен перпендикулярно оси образца при ламинарном характере течения. Провода от образцов подключали к многоканальным самопишущим потенциометрам КСП-4. Один из приборов регистрировал ток пары протекторное покрытие - стальная труба, а другой с помощью встроенного в его схему высокоомного потенциометра (входное сопротивление 109

Ом) - значение потенциала протекторного покрытия и распределение потенциала трубопровода по длине.

Потенциал стальной поверхности сборной трубы измеряли с использованием первого хлор-серебряного электрода сравнения, вынесенного в ячейку электролитических мостов и капилляров Луггина. Мосты и ячейку заполняли 0,1 - нормальным водным раствором КС1.

Передвигая с помощью резьбовой каретки капилляры вдоль поверхности образцов, замеряли распределение потенциала по длине образца. После экспозиции образец разбирали, ржавчину с непокрытых колец стравливали 5-нормальным раствором HCl с добавкой 1 г/л полиэтиленполиамида и вновь взвешивали. Перепад температуры по толщине стенки стальной трубы составлял 3...5 К, что соответствует реальной ситуации в водоохлаждаемых теплообменниках с толщиной стенки теплообменной трубы 3 мм.



1 - болт-теплорассеиватель, 2 - гайка, 3 - удлинители, 4 - кольцо с напыленным протектором, 5 - кольца из стали 20, 6 - уплотнительные прокладки, 7 - теплоизоляционный колпак, 8 - нагреватель, 9 - провода термопар, 10 - уровень погружения в воду

Рисунок 1 – Образец для коррозионных испытаний

Потенциал напыленного цинкового покрытия устанавливается на уровне, близком к справочным данным для цинка после 3 ч экспозиции в воде (рис.2). Ход кривой $\varphi=f(r)$ и разброс экспериментальных точек в начальный период, связан с подтравливанием поверхности покрытия, содержащего окислы и другие соединения цинка. Уменьшение силы защитного тока в начальные 30 ч экспозиции объясняется уменьшением ЭДС короткозамкнутого элемента Fe-Zn вследствие установления компромиссного потенциала (в первые часы - резкое падение тока) и стабилизацией оксидных пленок на поверхности образца. На основании данных, приведенных на рис. 2 была выбрана экспозиция 24 ч перед замером распределения потенциала по длине образца и гравиметрическим диагностированием скорости коррозии. С удалением от напыленного покрытия (рис. 3) потенциал стальной поверхности становится более положительным, приближаясь к значению стационарного потенциала для Fe в воде, а скорость коррозии увеличивается. Если принять, что достаточно эффективная защита от коррозии - это снижение её скорости на порядок (90%-ная эффективность), то при температуре 293 К радиус дальнего действия (r_g) изученного протектора в пресной воде ≈ 3 мм (пунктирная линия на рис. 3), а поляризация стальной поверхности в этой зоне 0,16 В, что соответствует литературным данным по защитным потенциалам для Fe.

Используя данные о силе тока в паре покрытие - стальная труба $I_{пз}$ и убыли массы " покрытия Δm_n , можно рассчитать показатели работоспособности покрытия. Коэффициент полезного действия оценивали по формуле:

$$\eta = \frac{\Delta m_n}{I_{пз} \cdot r \cdot K_э} \quad (1)$$

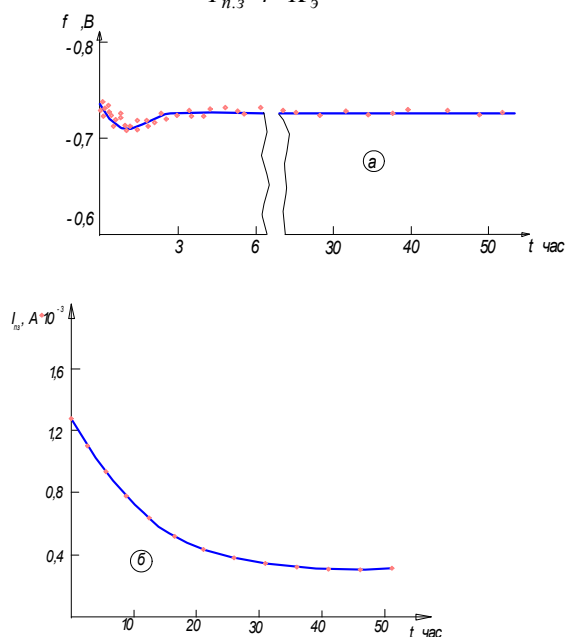
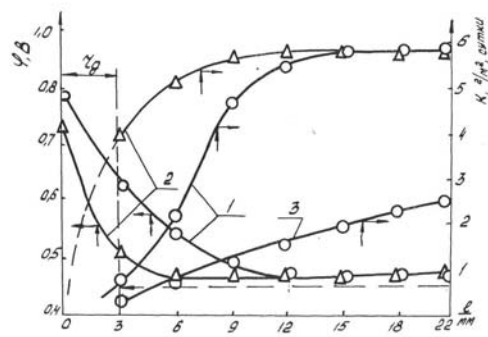


Рисунок 2 - Изменение во времени потенциала напыленного покрытия (а) и защитного тока в паре покрытие - сталь 20 (б), экспозиция в воде, температура 293 К



1,3 - Zn ; 2 - Al; температура 293 (1,2) и 313 (3) К, жесткость воды - 2,7 г. экв/м³

Рисунок 3 - Влияние удаления от покрытия на скорость коррозии стали и потенциал её поверхности, материал покрытия
а удельную длительность службы покрытия по формуле:

$$T = \frac{m_n}{\frac{\Delta m_n}{r} \cdot h} \quad (2)$$

где $K_э$ - электрохимический эквивалент (для цинка $K_э = 1,22$ г/А·ч);
 h - толщина слоя покрытия.

Выводы

На основании изложенного можно сделать выводы о том, что созданная при выполнении работы методика испытаний позволяет с достаточной точностью и надежностью:

- определять влияние теплопередачи на коррозионные процессы (оценка лимитирующего звена коррозионного процесса, интенсивности подвода кислорода, скорости коррозии);
- определять эффективность и работоспособность средств защиты (стендовые испытания при имитации эксплуатационных условий и учете язвенного характера коррозии при теплопередаче);
- методика позволяет одновременно с определением эксплуатационных характеристик покрытия оценить скорость коррозии незащищенной стали в данных условиях.

Список литературы

1. Фокин М.Н., Жигалова К.А. Методы коррозионных испытаний металлов. – М.: Металлургия, 1986. – 80с.
2. Жук Н.П. Курс теории коррозии и защиты металлов. – М.: Металлургия, 1976. – 472с.
3. Тераю Т. Ускоренный метод оценки срока службы антикоррозионного покрытия в морской воде // Тецу то хаганэ, 1984, №5, С. 448-450 (Яп).
4. Linder O., Nisancioglu K., Hunderi O. In-situ measurement of pitted area by diffuse light scattering // Int. Congr. Met. Corros., Toronto, 1984, v.1, P. 481-485.
5. Williams D.E., Westcott C., Fleischman M, A stochastic approach to the study of localized corrosion // Int. Congr. Met. Corros., Toronto, 1984, v.2, P. 173-179.
6. Тадаши Ш., Пуеши М., Шигеро Т. Определение глубины поражений для стали с неравномерной коррозией с использованием микрокомпьютерной системы // Босеку Гиндзюцу, 1984, №7, С. 387-394 (Яп).
7. Стрижевский И.В., Сурис М.А. Защита подземных теплопроводов от коррозии. – М.: Энергоатомиздат, 1983. – 344с.
8. Техника борьбы с коррозией в 2-х томах. Р. Юхневич, В. Богданович, Е. Валашковский, А. Дидуковский.: Пер. с польск. под ред. Сухотина А.М. – Л.: Химия, 1978-1980. – 532с.

V. Lopata, A. Tatarov, A. Shevchenko, B. Liaychenko

Методика визначення корозійної стійкості сталейних теплопередаючих поверхонь деталей теплообмінного обладнання

Розроблена методика визначення корозійної стійкості відповідає робочим умовам деталей, дає інформацію про швидкість корозії і розкриває механізм корозійного процесу. Випробування не змінює ні механізму корозійного процесу, ні кількісного впливу на його швидкість контролюючого фактору що дозволило визначити вплив теплопередачі на корозійні процеси, а також ефективність і працездатність засобів захисту деталей від корозії.

V. Lopata, A. Tatarov, A. Shevchenko, B. Liaychenko

Method of determination of corrosive firmness of steel warmlytransmission surfaces of details of heat-exchange equipment

The developed method of determination of corrosive firmness answers the workings terms of details, gives information about speed of corrosion and exposes the mechanism of corrosive process. A test changes neither the mechanism of corrosive process nor quantitative influencing, on his speed of supervisory factor, that allowed to define influence of warmlytransmission on corrosive processes, and also efficiency and capacity of methods of defence of details, from corrosion.

Одержано 28.03.11

УДК 621.793.620.172

Б.А. Ляшенко, проф., д-р техн. наук

Институт проблем прочности им. Г.С.Писаренко НАН Украины

А.В. Шевченко, асп., А.Е.Соловых, доц., канд. техн. наук,

Кировоградский национальный технический университет

В.Н. Лопата, доц., канд. техн. наук

Киевский национальный университет технологий и дизайна

Повышение качества коррозионной защиты теплообменной аппаратуры

В статье показана актуальность изучения причин коррозии водоохлаждаемой теплообменной аппаратуры и разработки способа её коррозионной защиты с целью повышения надежности теплообменного оборудования и снижения затрат на его ремонт. На основании изучения физико-химических особенностей коррозии теплопередающих поверхностей и способов их защиты от нее, предложен метод напыления коррозионностойких протекторных покрытий дискретной структуры.

коррозия, водоохлаждаемое оборудование, протекторные покрытия, термомеханическая устойчивость

Потери от коррозии в промышленности можно разделить на прямые и косвенные. К первым относятся стоимость замены уничтоженных коррозией частей оборудования, восстановления его работоспособности и противокоррозионных мероприятий. Вторые включают в себя недовыпуск продукции за время ремонтов, ухудшение качества продукции, а также ущерб для окружающей среды и увеличение расхода конструкционных материалов. Эти потери в среднем в 1,5...2 раза выше прямых потерь [1 - 3]. Коррозия оборудования повышает также его аварийность. Успехи в изучении коррозии и разработке средств защиты бесспорны и значительны, однако те огромные потери металла, которые все еще имеются, заставляют расширять применение известных методов и разрабатывать новые, более эффективные пути борьбы с коррозией.

Особенно неблагоприятным является положение с теплообменным оборудованием. Не менее 50% отказов обусловлено коррозией теплопередающих поверхностей (в основном - труб) [4]. Теплообменное оборудование с защитными покрытиями на сегодняшний день составляет не более 2% всего парка теплообменников. Около 50% современных теплообменников выполнено из малоуглеродистых сталей, обладающих более высокой теплопроводностью, чем коррозионностойкие стали. При этом наиболее доступным и экономичным хладагентом является речная вода, в которой стойкость углеродистых сталей невысока.

Таким образом, изучение причин усиленной коррозии водоохлаждаемой теплообменной аппаратуры из малоуглеродистой стали и разработка эффективной системы её коррозионной защиты являются актуальными и важными для повышения надежности оборудования и снижения затрат на ремонт.

Постановка задачи

В работе была поставлена задача, на основе выявления физико-химических особенностей коррозии стальных теплопередающих поверхностей в воде разработать методы их высокоэффективной защиты с помощью напыляемых покрытий, а также принципы создания для этой цели протекторных покрытий дискретной структуры, позволяющих существенно увеличить долговечность теплообменного оборудования.

Поставленная цель достигалась путем решения следующих задач:

- изучения способов защиты теплопередающих поверхностей от коррозии;
- создания на базе рассмотренных выше способов метода протекторных покрытий дискретной структуры;
- разработки комплекса методик коррозионных и механических испытаний;
- испытания протекторных покрытий дискретной структуры и их сравнение с существующими средствами защиты;
- получения аппаратурно-технологических разработок, которые позволят иповысить межремонтный пробег стальных теплообменников без их существенных конструктивных изменений и снижения теплоотдачи;

Результаты и их обсуждение

Анализ существующих теорий описания механизма коррозионных процессов теплопередающих поверхностей в воде. Несмотря на серьезные успехи в разработке общей теории коррозии, решение такой важной задачи как защита от коррозии теплообменников из углеродистых сталей невозможно без дополнительных исследований. Для качественного и количественного описания процесса коррозии до недавнего времени превалировало использование теории локальных элементов [5]. Коррозия должна иметь гетерогенный характер что во многих случаях соответствует реально-наблюдаемой картине. Так, стальные водо - и теплопроводы разрушаются, в общем случае неравномерно и в этом случае гетерогенные процессы играют определяющую роль [5]. По-видимому, эта теория в наибольшей степени оправдывает себя при анализе локальных видов коррозии (язвенная, питтинговая, щелевая). Коррозию металла можно рассматривать как результат одновременного и независимого друг от друга, но сопряженного протекания реакций со статистически беспорядочным распределением их во времени и пространстве [2]. В монографии [2] количественно описана кинетика не только равномерной коррозии в активном и пассивном состоянии, но и основные разновидности локальных видов коррозии (питтинговой, межкристаллитной, коррозионного растрескивания).

Рассмотрим на базе представлений имеющиеся в литературе данные о связи теплопередачи и коррозионных процессов. Единой точки зрения о влиянии теплопереноса на скорость коррозионных процессов не существует. В ряде работ, сделана попытка, свести решение вопроса к нахождению одного определяющего фактора, в качестве которого обычно рассматривают тепловой поток, градиент температуры, температуру поверхности металла и объема раствора. Такой упрощенный подход не подтверждается опубликованными экспериментальными данными. Причиной интенсификации коррозии в неизотермических условиях авторы [5] также считают повышение концентрации кислорода у корродирующей поверхности, омываемой более холодной жидкостью. Отметим, что практически все приведенные в литературе сведения о влиянии теплопередачи на коррозию ограничены удобными для исследования средами. Практически отсутствуют данные об особенностях коррозии теплопередающих поверхностей в самом распространенном хладагенте - речной воде. Не рассмотрено также влияние накопления продуктов коррозии на интенсивность процесса растворения металла. Обобщенных количественных закономерностей, характеризующих влияние теплопередачи на скорость коррозии металла в литературе почти нет.

Теоретические основы локальной коррозии в настоящее время разработаны Я.М. Колотыркиным, Кеше и др. [2, 6]. Введенные при этом понятия критического потенциала питтингообразования, критического размера питтинга, резистивного слоя позволили представить физическую картину на всех стадиях появления и роста локальных коррозионных поражений. Ожидают, как указано в [6], своего решения и трудные вопросы зависимости скорости язвенной коррозии от температуры и теплопередачи. Не разработаны и методы вычисления наибольшей глубины язвы при

коррозии. Для решения этого вопроса недостаточно накоплено экспериментального материала и не раскрыты физико-химические закономерности, управляющие изменением этой величины.

Способы защиты теплообменников от коррозии. Одним из наиболее эффективных решений коррозионной проблемы является замена материала на более стойкий. Для теплообменного оборудования такое решение имеет ограниченное значение, поскольку оно затрагивает сложный комплекс вопросов: теплопроводность материала, технология монтажа аппарата, его стоимость и т.п. Поэтому, несмотря на серьезные успехи в создании новых сплавов для теплообменников [1,7-10], представляется разумным рассмотреть решения, позволяющие снизить скорость коррозии без замены материала теплообменного элемента. В сложившейся практике коррозионной защиты металлического водоохлаждаемого теплообменного оборудования можно выделить 3 основные направления [1]: дезактивирующая обработка воды; полная изоляция поверхности металла от агрессивной среды; поддержание такого энергетического состояния металла, при котором окисление его термодинамически невозможно или заторможено.

При больших масштабах водоподачи и отсутствии замкнутого цикла водоснабжения первый вариант обычно аппаратно сложен и экономически невыгоден.

Для изоляции поверхности металла от агрессивной среды возможно использование различных видов покрытий. Основные требования к ним: химическая инертность относительно металла и воды, плотность покрытия, хорошее сцепление его с основанием, высокая теплопроводность. Так, обладающие чрезвычайно высокой коррозионной стойкостью эмалевые покрытия технологически сложны, пористы, а их теплопроводность составляет $0,61...1,31$ Вт/м·К, что на порядок меньше теплопроводности стали 20 ($46,5$ Вт/м·К). Полимерные покрытия и лаки обладают еще меньшей теплопроводностью ($0,12...0,43$ Вт/м·К). Кроме того, они имеют серьезные температурные ограничения, а также тенденцию к отслаиванию и потере эластичности через несколько месяцев эксплуатации. Перспективными являются работы по повышению теплопроводности и модификации свойств лакокрасочных и полимерных покрытий за счет введения в них в качестве наполнителей металлов, оксидов и силикатов, сажи. К сожалению, в настоящее время удалось поднять теплопроводность таких материалов примерно в 3 раза, что недостаточно. Металлические и металлоподобные изолирующие покрытия наносят, в основном, диффузионным легированием, газофазным и гальваническим осаждением. Отметим, что в этом случае при испытаниях не учтено влияние теплопередачи. Один из путей защиты от коррозии является электрохимическим. Для анализа его возможностей рассмотрим обобщенную потенциостатическую анодную поляризационную кривую (рис.1), поскольку анодное растворение металла и является, собственно говоря, процессом, определяющим коррозионные потери. Область АВ является областью активного растворения, при сдвиге потенциала внутри этой области в положительную сторону скорость коррозии растет экспоненциально. В переходной области ВС происходит пассивация металла, приводящая к резкому замедлению коррозии. Область СД характеризуется малыми скоростями коррозии ($10^{-8}...10^{-6}$ А/см²) практически независимыми от потенциала. Это - область пассивного состояния, которое обусловлено образованием защитных пленок оксидной или солевой природы, а также адсорбционных слоев. Катодная кривая располагается относительно анодной в зависимости от способности имеющихся в растворе окислителей к электрохимическому восстановлению. Смещение потенциала в активной области в отрицательную сторону (например, в точке А₁) осуществляется катодной поляризацией. Катодная защита [5]. может осуществляться присоединением защищаемой конструкции к металлу (протектору), имеющему в данной среде более отрицательный потенциал, чем защищаемый (протекторная защита). Другой вариант

катодной защиты - поляризация внешним источником постоянного тока. Смещение потенциала в область пассивности путем анодной поляризации от внешнего источника является анодной защитой. Обязательное условие осуществимости анодной защиты - материал аппарата должен пассивироваться в данной среде. Выбор оптимального защитного потенциала в условиях теплопередачи возможен лишь с учетом механизма процесса, величины и направления теплового потока [5]. С ростом температуры протяженность пассивной области, как правило сокращается. Сообщений о реальном применении анодной защиты для водоохлаждаемого оборудования из углеродистых сталей нами не обнаружено.

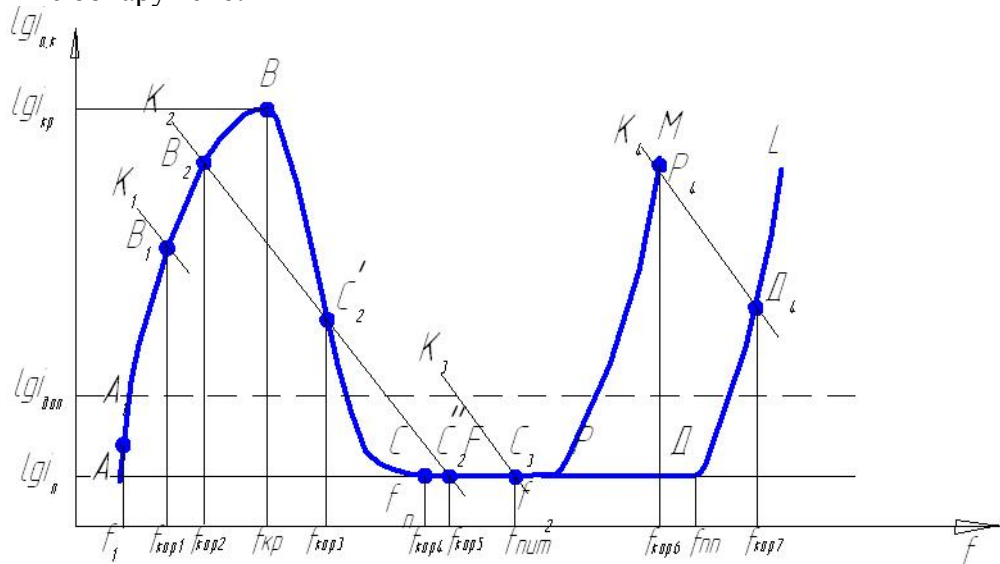


Рисунок 1 - Обобщенная потенциостатическая анодная поляризационная кривая

Катодная защита оборудования и трубопроводов из углеродистых сталей получает все большее распространение потому, что она представляет собой экономически выгодную альтернативу применению материалов повышенной коррозионной стойкости. Многолетний опыт применения выявил и существенные недостатки катодной защиты с поляризацией от внешнего источника применительно к теплообменному оборудованию: высокая плотность катодного тока, возможность аномального растворения большинства технических материалов при катодной поляризации по химическому механизму, выделение водорода на защищаемой поверхности, что делает аппарат взрывоопасным. Рассмотренные выше ограничения основных методов коррозионной защиты обуславливают широкое распространение в практике варианта катодной защиты с использованием поляризации за счет присоединения к защищаемому объекту протектора [11]. Стационарный потенциал материала протектора в коррозионной среде должен быть отрицательным, чтобы обеспечить необходимую величину напряжения для получения защитного тока. Из схемы, приведенной на рис. 2 следует, что только при потенциале поляризации не более E_a ток коррозии приближается к нулю. Такой потенциал называют защитным.

Преимущества протекторной защиты: простота, низкие затраты на эксплуатацию, безопасность в эксплуатации ввиду малых напряжений, саморегулируемость. Основным недостатком протекторной защиты является низкое движущее напряжение, что ограничивает применение в плохо проводящих средах, например, в пресной воде (удельное сопротивление чистой воды при температуре 293 К $\cdot 10^4$ Ом \cdot м).

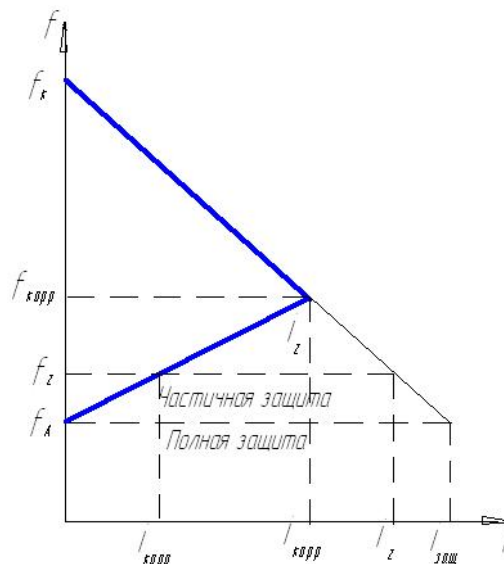


Рисунок 2 - Коррозионная диаграмма, иллюстрирующая принципы протекторной и катодной защиты

К материалу протектора предъявляются еще ряд требований: малая пассивируемость и возможно меньшая поляризуемость. Хорошими протекторными свойствами обладает кадмий, однако, он вреден экологически и поэтому мало используется как протектор [11]. Цинковые протекторы должны иметь высокую чистоту по Fe, Cu. Для улучшения свойств цинкового протектора в него вводят Al (до 0,5%), Cd (до 0,15%) [7,9]. Сообщается об успешном применении такого протектора для защиты теплообменников ТЭЦ [9]. Чистый алюминий легко поляризуется анодно, образуемая на нем пленка пассивирует металл. Поэтому для протекторной защиты используют только сплавы алюминия - чаще всего с Zn (до 6%) и оловом (1%) [8,10]. Активировать (депассивировать) алюминий предложено также легированием Ga (до 3,5%) и Mg (до 1%), Zn, Mn, Ca. Пассивируемость алюминиевых протекторов, их малый вес, достаточно высокий к.п.д. обусловили их преимущественное применение в судостроении, в опреснительных установках, портовых сооружениях. Так, применение магниевых сплавов для защиты водоподогревающих установок позволило обеспечить переходное сопротивление не больше $0,3 \text{ Ом/м}^2$, а срок службы поднять до 2 лет и более. Сообщается об успешном использовании протекторов из сплавов МД-5 и МД-6 для защиты теплообменников в азотной и нефтеперерабатывающей промышленности [11]. Требованиям к материалу протектора в случае защиты оборудования из углеродистых сталей в наибольшей степени удовлетворяют цинк, магний и сплавы на их основе. В таблице 1 приведены основные их характеристики применительно к работе в грунтовых водах.

При разработке конструкций протекторов необходимо решить следующие задачи [11]: обеспечить их надежное крепление к защищаемой поверхности и электрический контакт с нею; обеспечить взаимозаменяемость протекторов, поскольку в процессе эксплуатации они расходуются; обеспечить равномерное растворение протектора и уменьшить сопротивление растеканию тока протектора. Этот комплекс требований обусловил ограниченную номенклатуру типоразмеров протекторов, их стандартизацию с ориентированием на область использования.

Таблица 1 - Электрохимические характеристики протекторных сплавов

| Показатель | Металл – основа сплава | | |
|---------------------------------|-----------------------------|-----------------------------|-----------------------------|
| | Zn | Mg | Al |
| Э.д.с. пары сталь-протектор, В | 0,35...0,55 | 0,85...1,2 | 0,35...0,65 |
| Практическая токоотдача, А·с/кг | (280...290)·10 ⁴ | (395...430)·10 ⁴ | (540...870)·10 ⁴ |
| КПД протектора, % | 95 | 50...5 | 50...80 |
| Расход протектора, мг/А·с | 0,38 | 0,25 | 0,11...0,18 |

Так, для защиты трубопроводов наибольшее распространение получили стержневые протекторы, их развитием являются наматываемые на объект защиты проволоочные и ленточные конструкции [12], для защиты судов используются пластинчатые и вытянутые протекторы [12]. Несмотря на наличие разработок, направленных на улучшение контроля за расходом протектора и повышение его долговечности, описанные выше конструкции малоприспособлены для защиты установок сложной формы (например, теплообменников) из-за относительной недоступности защищаемых поверхностей и нежелательности уменьшения проходного сечения.

По-видимому, следующим логичным шагом в разработке простых по технологии и плотноприлегающих к защищаемой поверхности протекторов является переход к покрытиям. В обзоре [1,11,13-15] показано, что для трубчатых теплообменников нанесение на трубы покрытий с протекторными свойствами является наиболее перспективным направлением в коррозионной защите. Протекторные покрытия могут наноситься гальванически, химически и диффузионно [1,11]. Гальванический цинк оказался наиболее эффективным покрытием в промышленной атмосфере в присутствии двуокиси серы. Питтинговая коррозия алюминиевого сплава также была предотвращена его диффузионным цинкованием [11]. Высокие протекторные свойства цинко-алюминиевых диффузионных покрытий на сталях отмечены в [1,11].

По-видимому, покрытия являются наиболее технологической конструкцией протектора в случае защиты сложного стального оборудования. Однако, рассмотренные выше способы создания покрытий имеют серьезные технологические ограничения при обработке реальных длинномерных жестких изделий. В значительной мере эти ограничения можно преодолеть при использовании газотермического напыления. [13-15]. При сравнительном анализе этих способов следует учитывать также пористость покрытий и прочность их сцепления с основанием. Газопламенное напыление обеспечивает (при напылении алюминием) пористость 10...15%, а сцепление 20...30 МПа. Для металлов при этом имеет место окисление поверхности частиц. При электродуговой металлизации пористость несколько ниже, а сцепление в 1,5...2 раза выше, но окисление напыляемых частиц интенсифицируется. Напылять в этом случае можно только электропроводные материалы. При плазменном напылении пористость металлических покрытий может быть снижена до 0,5...8%, а сцепление доведено до 70 МПа.

При нанесении протекторных покрытий возможно использование более экономичных способов электродугового и газопламенного напыления, поскольку напылять нужно только металлы с относительно низкой температурой плавления. Пористость покрытия при этом имеет второстепенное значение, так как защита носит активный электрохимический характер. При ударе напыляемых частиц о подложку происходит их совместная микродеформация. В результате на границе покрытие-основа образуется переходная зона, толщина которой в некоторых случаях (например, при напылении молибдена на сталь) достигает 1 мкм и может быть обнаружена

металлографически [12-15]. В этой зоне может иметь место сплавление, диффузионное взаимодействие, химическая реакция, микроперемешивание. Следствия такого локального взаимодействия - высокий уровень сцепления покрытий, отсутствие существенного макроперемешивания материалов покрытия и основы (а значит - сохранение электрохимических свойств покрытия) надежный электрический контакт покрытия и подложки. Распределение напыленных частиц по металлизационному конусу является неравномерным - наибольшее количество их летит по его оси. При этом именно центральные частицы обладают наибольшей температурой и скоростью. Следствием является неравномерность толщины покрытия по сечению металлизационного пятна. Обычно принимают, что это распределение подчиняется нормальному закону, что позволяет прогнозировать неравномерность толщины покрытия и оптимизировать его свойства [13- 15].. Из процессов химического взаимодействия напыляемых частиц с окружающим их при полете газом наиболее важным является в рассматриваемом случае возможность окисления. Так, в случае напыления алюминиевых покрытий имеет место их пассивация вследствие наличия мелких и равномерно распределенных в покрытии оксидов [13-15]. Напыленный цинк при толщине 30 мкм приобретает стабильный отрицательный потенциал по отношению к стали и обеспечивает надежную протекторную защиту. В ряде случаев успешно защищают от коррозии сплавы на основе цинка. Алюминиевые покрытия предпочтительно применяют для конструкций, работающих в промышленной атмосфере, морской и пресной воде при повышенных температурах. Так, покрытие толщиной 80...100 мкм на корпусе морского буксира (площадь напыления 482 м²) позволило значительно повысить его коррозионную стойкость. Многолетние испытания в морской воде подтверждают высокую стойкость покрытий из чистого алюминия - практически полное отсутствие раковин и следов коррозии. Применяется алюминиевое покрытие и для защиты подземных трубопроводов [45] , но в этом случае, нарушения сплошности слоя вызывают интенсивную коррозию стали. Выходом является использование комбинированного покрытия - подслоя из напыленного алюминия, покровный слой - полимерное покрытие. Двухслойным покрытием, полученным электродуговым напылением алюминиевого слоя - кремнийорганического лака, защищены кожух холодильника, конус вытяжной трубы [13-15].

Выводы:

- несмотря на успехи в разработке общей теории коррозии, решение такой важной задачи как защита от коррозии теплообменников из углеродистых сталей невозможно без дополнительных исследований. Для их проведения необходимо разработать корректную методику испытаний и анализа их результатов с учетом характера коррозии, влияния ржавчины, реальных тепловых и гидродинамических условий, а также с учетом физических представлений о механизме коррозионных процессов;
- наиболее перспективным с технической и экономической точек зрения для защиты водоохлаждаемых стальных теплообменников, представляется использование протекторных покрытий, напыляемых газотермическими методами.
- существуют предпосылки для успешного напыления таких покрытий: определены возможные материалы покрытий, существуют технические средства для их нанесения;
- невозможно реализовать напыление покрытий для защиты теплообменников от коррозии по следующим основным причинам: нет данных о том, какие из известных протекторных сплавов работоспособны в реальных условиях эксплуатации теплообменных аппаратов; не разработаны способы достижения высокой термомеханической устойчивости покрытий при длительной эксплуатации при наличии температурного градиента.

Сделанные выводы подтверждают актуальность проблемы и возможность коррозионной защиты водоохлаждаемых теплообменников из углеродистой стали без усложнения их конструкции и снижения теплопередачи путем комплекса материаловедческих, методических и технологических исследований в следующей последовательности:

- разработать принципы создания напыляемых протекторных покрытий, что позволит отбирать и оценивать материалы для напыления с точки зрения их технологичности, воспроизведения протекторных свойств при напылении и сохранения их при эксплуатации;
- реализовать эти принципы в форме конкретных покрытий с повышенной термомеханической устойчивостью в условиях эксплуатации теплообменника;
- создать надежную методику контроля коррозионных испытаний теплопередающих элементов в условиях, моделирующих режим эксплуатации;
- разработать методику прогнозирования долговечности теплообменника в отсутствии и при наличии коррозионной защиты. Такую методику создать на основе анализа данных модельных испытаний, выявления контролирующего фактора процесса и современных физико-химических представлений о природе коррозионного разрушения;
- разработать оборудование и промышленные технологии для нанесения протекторных покрытий, их промышленные испытания и внедрить. Дать рекомендации к промышленному использованию разработанных покрытий после сравнительных стендовых испытаний вместе с существующими альтернативными средствами коррозионной защиты.

Список литературы

1. Теплообменное оборудование XXI для ГТУ нового поколения. Аношкин Ю.И., Походяев С.Б., Ялин В.А. / Газотурб. технol. 2007, №4, С. 20-23.
2. Коррозия: Справ. изд. под ред. Л.Л. Шрайнера. Пер. с англ. – М.: Металлургия, 1981. – 682с.
3. Кеше Г. Коррозия металлов. Пер. с нем. – М.: Металлургия, 1984. – 400с.
4. Пахомов В.С. Современное состояние исследований коррозии металлов в условиях теплопередачи // Коррозия и защита теплообменного оборудования. Тезисы докладов семинара. – М.: НИИТЭХИМ, 1982, С.5-7.
5. Техника борьбы с коррозией в 2-х томах. Р. Юхневич, В. Богданович, Е. Валашковский, А. Дидуковский.: Пер. с польск. под ред. Сухотина А.М. – Л.: Химия, 1978-1980. – 532с.
6. Иоссель Ю.Я., Кленов Г.Э. Математические методы расчета электрохимической коррозии и защиты металлов. – М.: Металлургия, 1984. – 272с.
7. Защитные цинковые покрытия: сопоставительный анализ свойств, рациональные области применения. Проскурин Е. Нац. металлургия – оборуд. 2005, №4, С. 70-75.
8. Протекторный алюминиевый сплав для теплообменников, композиционный материал из алюминиевого сплава, стойкий против коррозии, и теплообменник с использованием указанного композиционного материала. Corrosion protective sacrificial aluminum alloy for heat exchanger and aluminum alloy composite material highly resistant to corrosion for heat exchanger and heat exchanger using said composite material: Заявка 1038984 ЕПВ, МПК⁷ C 22 C 21/00, B 23 K 35/22. Calsonic Kansei Corp., Yoshidomi Yuji, Hirohashi Junichiro (Forstmeier, Dietmar, Dr. rer. nat., Dipl.-Chem. et al Boeters & Bauer, Bereiteranger 15 815441 Munchen DE). № 99944767.5; Заявл. 22.09.1999; Опубл. 27.09.2000.
9. Цинк – значение его в качестве антикоррозионного материала. Zink – Bedeutung als Korrosionsschutzstoff / Schmidt J. // Praktiker. – 1996/ - 48, №11. – С. 508, 510, 512 -513. – Нем.
10. Алюминий – кремниевый сплав защищает от коррозии. Aluminium-Silizium-Legierung schützt vjr Korrosion // Ind/-Anz. – 1996/ - 118, № 47-48. – С. 56. – Нем.
11. Толмачев Н.Д. Защита металлических конструкций от коррозии протекторами. – М.: Оборонгиз, 1996.
12. Оптимальные конструкции теплообменников. Differential evolution strategies for optimal design of shell-and-tube heat exchangers. Babu B.V., Munawar S.A. Chem. End. Sci/ 2007/ 62, № 14, С. 3720-3739. Англ.
13. Антикоррозионные защитные Zn-покрытия на стали, полученные металлизацией. Protection anticorrosion de l'acier par metallization au zinc / Gueguen T. // Galvano-organo-trait. surface/ - 1992/ -

- № 627. – С. 569-570. – Фр.
14. Цинк, термически напыленный. Zink, thermisch gespritzt / Leuze G. // Praktiker/ - 1988/ - 40, №9. – С. 429-430, 433-434. – Нем.
15. Напыленное Zn-покрытие. Sprayed zinc coating // Trat. e finit. – 1994/ - 34, № 11-12. – С. 27-31.- Ит.

Б. Ляшенко, А. Шевченко, А. Соловух, В. Лопата

Підвищення якості корозійного захисту теплообмінної апаратури

У статті показана актуальність вивчення причин корозії водоохолоджуваної теплообмінної апаратури і розробки способу її корозійного захисту з метою підвищення надійності теплообмінного устаткування і зниження витрат на його ремонт. На підставі вивчення фізико-хімічних особливостей корозії поверхонь, що передають тепло, і способів їх захисту від неї, запропонований метод напылення корозійностійких протекторних покриттів дискретної структури.

B. Liaychenko, A. Shevchenko, A. Solovykh, V. Lopata

Upgrading corrosive defence of heat-exchange apparatus

In the article actuality of study of reasons of corrosion of the water to cool heat-exchange apparatus and development of method of its corrosive defence is shown with the purpose of increase of reliability of heat-exchange equipment and decline of expenses on his repair. On the basis of study of physical and chemical features of corrosion of warmly to pass surfaces and methods of their protecting from it, the method of spraying of protector coverages of discrete structure is offered.

Одержано 28.03.11

УДК 621.56:621.584.3

О. В. Скрипник, канд. техн. наук

Кіровоградський національний технічний університет

В. В. Клименко, проф., канд. техн. наук

Полтавський національний технічний університет

Газогідратна технологія утилізації двооксиду вуглецю із сатураторного газу цукрового виробництва

Розроблено принципову схему та термодинамічний цикл альтернативної газогідратної технологічної установки утилізації двооксиду вуглецю, в якій передбачено отримання CO₂ із відпрацьованого сатураторного газу цукрового виробництва у вигляді льодогідратних капсул двооксиду вуглецю і сухого льоду. Отримано розрахункові рівняння, необхідні для проектування газогідратних елементів розглянутої установи, а саме кристалізатора газогідратів і утворювача льодогідратних капсул

утилізація, сатураторний газ, газогідрат CO₂, процес гідратування, льодогідратна капсула

Сучасне виробництво бурякового цукру передбачає отримання двооксиду вуглецю для технологічних потреб. CO₂ у складі сатураторного газу застосовується для осадження вапна в бурячному соку в процесі I і II сатурації. Відпрацьований сатураторний газ, який містить 30 ÷ 32 % CO₂, викидається в атмосферу [1]. Зменшити забруднення атмосфери відходами цукрового виробництва можна шляхом утилізації двооксиду вуглецю із сатураторного газу. Розповсюджені промислові технології

утилізації двооксиду вуглецю із газових сумішей засновані на абсорбційних технологіях. Ці технології, як правило, передбачають використання в якості абсорбентів досить агресивних і екологічно небезпечних речовини, наприклад, моноетаноламін, метилдиетаноламін [2].

Нами запропоновано альтернативну газогідратну технологію утилізації двооксиду вуглецю із сатураторного газу цукрового виробництва. Ця технологія передбачає застосування газогідратів CO_2 [3, 4].

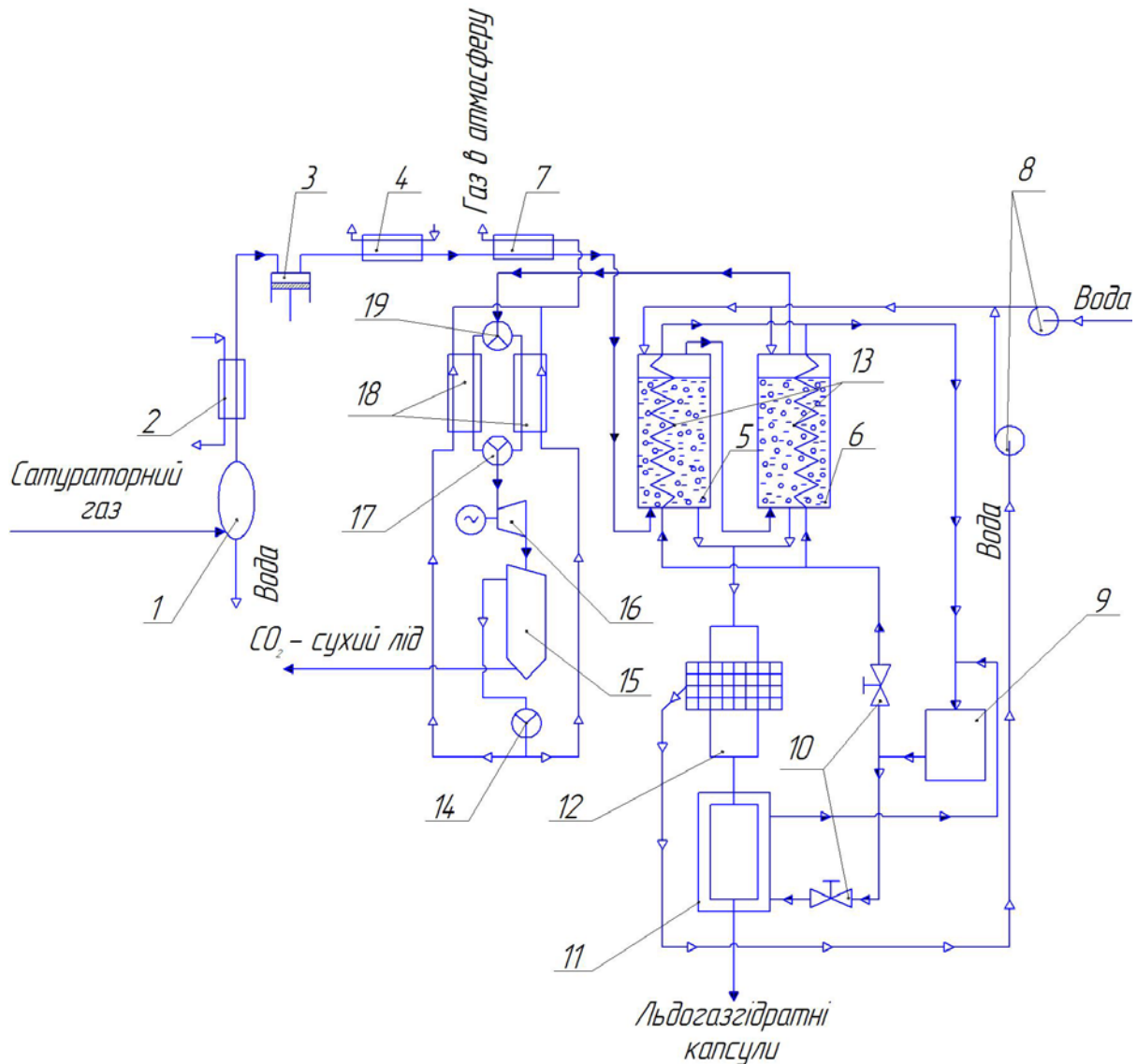
Газогідрат двооксиду вуглецю – супрамолекулярна сполука CO_2 з водою, стійкий при відносно низьких температурах і підвищених тисках. Зовнішнім виглядом кристали гідрату двооксиду вуглецю схожі на сніг. Завдяки своїй клатратній структурі одиничний об'єм газового гідрату може містити до 160 об'ємів чистого газу [5]. Щільність гідрата CO_2 (близько 1200 кг/м^3) вища за щільність води і льоду. Для утворення газогідратів досить тиску величиною $1,4 - 2,2 \text{ МПа}$ і температури $+2 \div +7 \text{ }^\circ\text{C}$ (рис.2). При підвищенні температури або зменшенні тиску гідрат розкладається на газ і воду з поглинанням великої кількості теплоти [6].

Виробництво газогідратів вимагає значно менше енергії, ніж стискування або зрідження газу. Якщо використати ефект “самоконсервації” або “консервації” і покрити газогідрати, сформовані, наприклад, у вигляді циліндричного блоку, тонкою льодяною плівкою, то отримаємо льдогазгідратні капсули, які можна довготривало зберігати при атмосферному тиску і температурах $-3 \div -5 \text{ }^\circ\text{C}$ [7, 8].

Це дозволяє використовувати для зберігання і транспорту газогідратів контейнери з простою, легкою і безпечною теплоізоляцією завтовшки в декілька сантиметрів, порушення якої не призведе до катастрофічних наслідків через велику теплову інерційність льдогазгідратних капсул.

На рисунку 1 зображено схему газогідратної установки утилізації двооксиду вуглецю із сатураторного газу цукрового виробництва, а на рисунку 2 - термодинамічний цикл, який здійснює CO_2 при роботі установки.

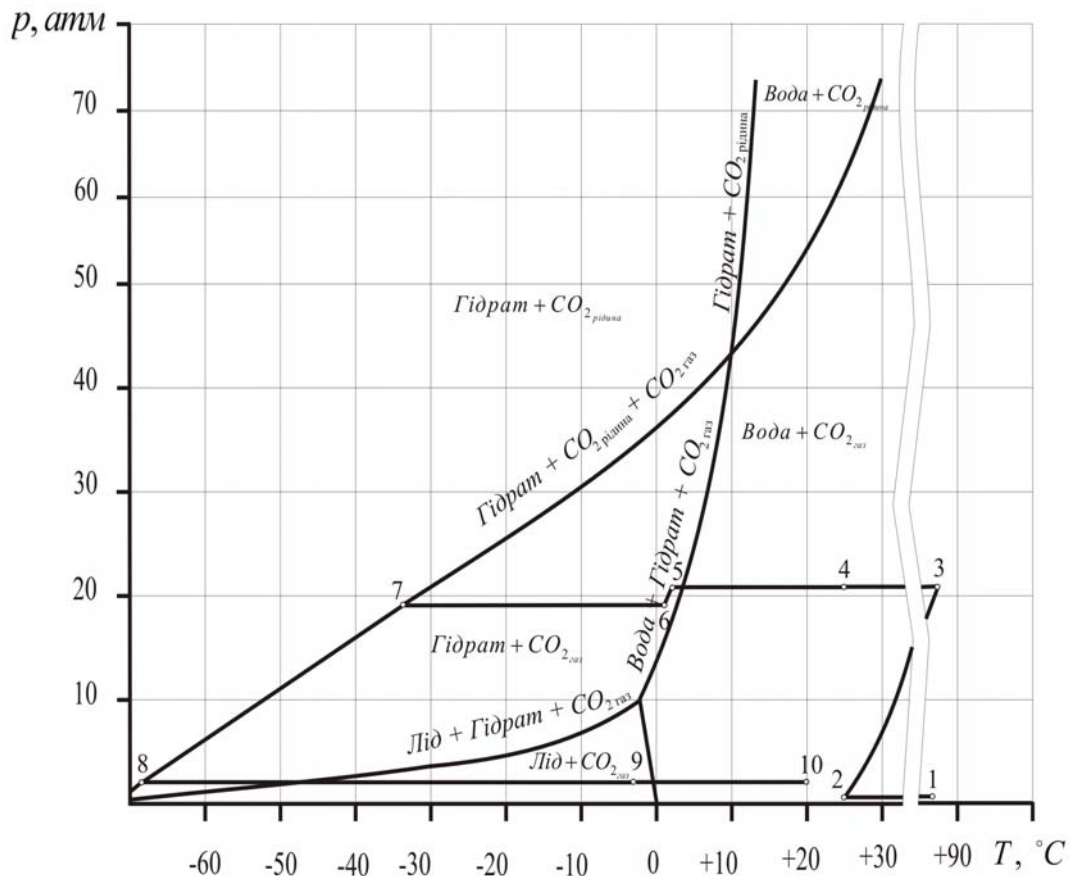
У запропонованій установці передбачене отримання CO_2 з відпрацьованого газу у вигляді льдогазгідратних капсул двооксиду вуглецю і сухого льоду [3]. Установа працює в такий спосіб: сатураторний газ (надалі газ) із вмістом CO_2 $30 \div 32 \%$ при температурі $85 \text{ }^\circ\text{C}$ надходить у відділювач води 1, де відбувається відділення краплинної вологи від потоку газу. Потім газ через теплообмінник 2, в якому він охолоджується до температури $25 \text{ }^\circ\text{C}$ і частково осушується, направляється в триступінчатий компресор із проміжним охолодженням 3 та стискується до тиску 7 МПа (парціальний тиск $P_{\text{CO}_2} \approx 2,15 \text{ МПа}$).



1 – відділювач води; 2, 4, 7 – теплообмінники; 3-триступінчатий компресор; 5, 6 – I та II ступінь кристалізатора; 8 – водяні насоси; 9 – компресорно-конденсаторний холодильний агрегат; 10 – терморегулюючі клапани; 11 – утворювач льдогазгидратних капсул; 12 – сепаратор газогидратів; 13 – випарники; 14, 17, 19 – триходові клапани; 15 – відділювач твердого CO_2 ; 16 – детандер; 18 – теплообмінники

Рисунок 1 - Принципова схема газогидратної технологічної установки утилізації двооксиду вуглецю із сатураторних газів

Стиснений газ у теплообміннику 4 охолоджується до температури $25\text{ }^{\circ}\text{C}$, в теплообміннику 7- до температури $+3\text{ }^{\circ}\text{C}$ і направляється в I ступінь кристалізатора 5, а з неї в II ступінь кристалізатора 6. У ступінях кристалізаторах 5 та 6, в яких розміщені випарники 13 за допомогою аміачної холодильної машини 9 підтримується температура води $+3\text{ }^{\circ}\text{C}$ і $+1,5\text{ }^{\circ}\text{C}$. При контакті газу з водою утворюються гідрати двооксиду вуглецю: в I ступені при $P_{\text{CO}_2} \approx 2,15\text{ МПа}$ (т.5 на рис. 2), в II ступені при $P_{\text{CO}_2} \approx 1,85\text{ МПа}$ (т.6 на рис. 2).



т.1 – початковий стан газу ($T_{\text{газ}} = 85^\circ\text{C}$; $p_{\text{CO}_2} = 0,03\text{ МПа}$);

1 – 2 – охолодження газу ($p_{\text{CO}_2} = 0,03\text{ МПа}$); 2 – 3 – стиснення газу ($T_{\text{газ}} = 85^\circ\text{C}$; $p_{\text{CO}_2} = 2,15\text{ МПа}$); 3 – 4, 4 – 5 – охолодження газу; т.5 – утворення гідратів CO_2 в I ступені кристалізатора; 5 – 6 – перехід газогідратної суспензії в II ступінь; т.6 – утворення гідратів CO_2 в II ступені кристалізатора; 6 – 7 – охолодження газу після кристалізатора ($p_{\text{CO}_2} = 1,85\text{ МПа}$); 7 – 8 – адіабатний процес в детандері; 8 – 9 – нагрів газу після детандеру в теплообміннику 18 ($p_{\text{CO}_2} = 0,13\text{ МПа}$); 9 – 10 – нагрів газу в теплообміннику 7; т.10 – стан газу на виході з установки ($T_{\text{газ}} = 20^\circ\text{C}$; $p_{\text{CO}_2} = 0,11\text{ МПа}$)

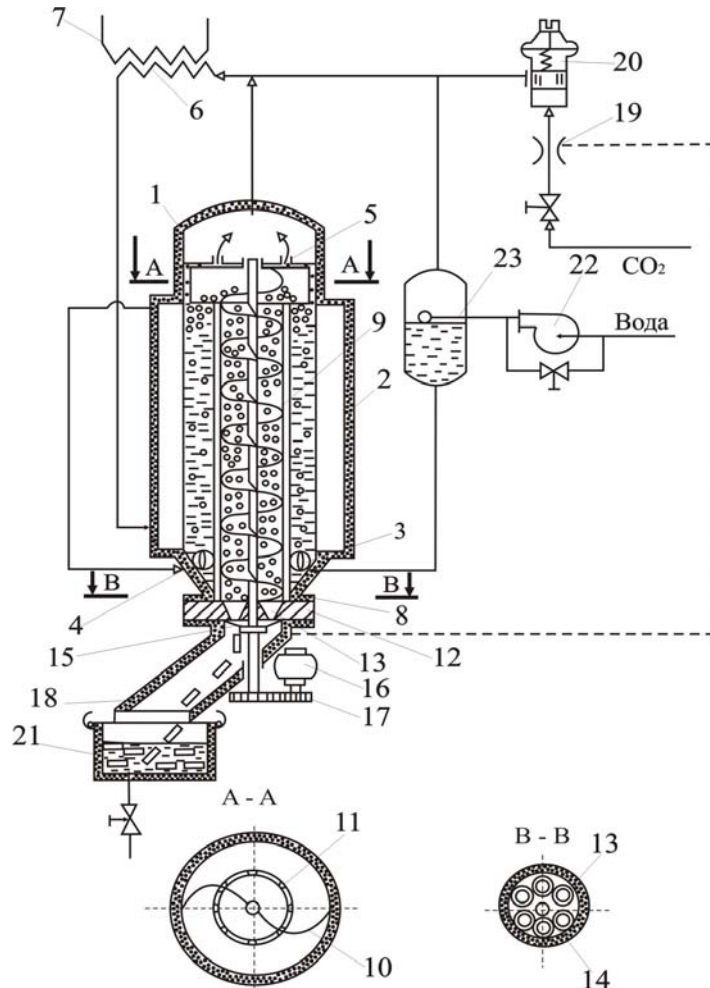
Рисунок 2 - Термодинамічний цикл газогідратної установки утилізації CO_2

Газ із кристалізатора 6 через триходовий вентиль 19 поступає в один із теплообмінників 18, де охолоджується зустрічним потоком газу до температури -35°C і потім розширюється до тиску $\sim 0,3\text{ МПа}$ ($p_{\text{CO}_2} \approx 0,13\text{ МПа}$) та температури $\sim -70^\circ\text{C}$ з отриманням роботи в детандері 16. В процесі розширення (7 - 8 на рисунку 2) частина CO_2 переходить в твердий стан – сухий лід.

Після сепарації у відділювачі 15 твердий CO_2 формується у бруски й відправляється споживачам. Газ зі зменшеним вмістом CO_2 після відділювача 15 направляється через триходовий вентиль 14 в один із теплообмінників 18, охолоджує зустрічний потік газу, потім охолоджує стиснений газ в теплообміннику 7 і скидається в атмосферу.

Суспензія " $\text{H}_2\text{O} + \text{CO}_2 \cdot n\text{H}_2\text{O}$ " з концентрацією газових гідратів від 10 до 15 % надходить для відділення води у сепаратор 12, де ущільнюється приблизно до 50 % вмісту кристалогідратів внаслідок дренажу води. Збагачена газовими гідратами суспензія направляється в утворювач льодогідратних капсул 12. В процесі заморожування підтримується тиск газоподібного CO_2 $p_{\text{CO}_2} \approx 1,1\text{ МПа}$, рівний рівноважному тиску гідратоутворення при $t = 0^\circ\text{C}$.

У випадку можливості застосування одноступінчатого кристалізатора доцільно його конструктивно виконати поєднаним з сепаратором газогідратів 12 та утворювачем льдогазгідратних капсул 11 в одному пристрої, що значно спростить в цілому схему установки утилізації CO₂. Принципова схема такого запропонованого нами пристрою зображена на рисунку 3 [8].



1 - кристалізатор; 2 - охолоджуюча рубашка; 3, 4 - патрубки із сопловими насадками; 5 - сепаратор; 6 - конденсатор; 7 - холодильна установка; 8 - віджимна камера; 9 - шнек; 10 - направляючі лопатки; 11 - поздовжні ребра; 12 - торцева плита; 13 - калібровані отвори; 14 - вал; 15 - відрізний пристрій; 16 - електродвигун; 17 - редуктор; 18 - холодильна камера; 19 - ежектор; 20 - регулятор тиску; 21 - зйомні приймачі; 22 - насос; 23 - регулятор рівня

Рисунок 3 - Схема установки для виробництва льодяних капсул наповнених газовими гідратами двооксиду вуглецю

Пристрій працює в такий спосіб. За допомогою насоса 22 і регулятора рівня 23 в кристалізаторі 2 підтримують рівень води трохи нижче вхідного перетину віджимної камери 8 (на 1...2 мм) для того, щоб при запуску установки, у відсутності гідратів, вода не заливала віджимну камеру і з'єднаний з нею приймач 23. Шляхом введення двооксиду вуглецю з ємності 28 через регулятор тиску 20 у кристалізаторі підтримують тиск гідратоутворення, рівний $10 \div 15$ бар. В умовах відводу теплоти гідратоутворення при температур плюс 1 °С за допомогою холодильної установки 20 і при інтенсивному барботажному перемішуванні газогідратної суспензії в кристалізаторі 29 утворюються гідрати двооксиду вуглецю, які під дією газових бульбашок, що обертово рухаються по спіралі вгору і концентруються у верхній та центральній зоні кристалізатора на рівні входу у віджимну камеру 8. При цьому напрямні лопатки 10, виконані загнутими вперед, обертаючись, переміщують назустріч газові гідрати на вхід віджимної камери 8,

де вони, потрапляючи під дію шнека 7, переміщуються вниз й ущільнюються з відводом води по кільцевому зазору уздовж внутрішньої поверхні камери назад у кристалізатор.

Гідрати, віджаті від води, надходять із віджимної камери 8 у калібровані конфузори отвори 13 торцевої плити 12, звідки у вигляді спресованих пористих поршнів попадають під лопаті відрізного пристосування 15.

Утворені гідратні заготовки направляються в холодильну камеру 18 і далі в приймач 21, де підтримується тиск $1 \div 1,1$ бар шляхом відкачування газу за допомогою ежектора 19 у порожнину конденсатора 6.

При такому тиску гідрати на поверхні пористого поршня знаходяться нерівноважному стані й розкладаються з виділенням газу і води, що супроводжується поглинанням тепла та викликає зниження температури поверхні пористого поршня і її зледеніння. Процес розкладання поверхневого шару газових гідратів у результаті адіабатного скидання тиску, відповідно до принципу Ле-Шательє, спрямований у бік досягнення рівноважного стану, що відповідно до фазової діаграми $P-T$ знизить температуру поверхні до мінус $40 \div$ мінус 50 °С при тиску $1 \div 1,1$ бар. По мірі промерзання поверхні поршня на глибину, приблизно відповідному герметичному перекриттю водяних пор поршня льодяною оболонкою й формуванню капсули, більша частина гідратів залишається у її середині без розкладання. Кількість газових гідратів усередині ЛГ капсули може регулюватися зміною діаметра й довжини капсули, наприклад, шляхом зміни торцевої плити, постаченої каліброваними отворами заданої геометрії. Отримані льодяні капсули з газовими гідратами двооксиду вуглецю можна зберігати при атмосферному тиску й температурі трохи нижче 0 °С.

Щоб отримати розрахункові рівняння, необхідні для проектування газогідратних елементів розглянутої установки, а саме кристалізатора газогідратів і утворювача льдогазгідратних капсул, нами були проведено теоретичні та експериментальні дослідження швидкості утворення газогідратів CO_2 та часу утворення льдогазгідратних капсул CO_2 [7 - 11].

Для розрахунку швидкості утворення газогідратів CO_2 отримано наступне рівняння [9]:

$$r = A \cdot a_s \cdot \exp\left(-\frac{\Delta E}{R \cdot T}\right) \cdot \exp\left(-\frac{\alpha}{\Delta T^\beta}\right) \cdot p^\gamma, \quad (1)$$

де r – швидкість гідратоутворення, $\text{см}^3/\text{хв}$;

$A = 2,165 \cdot 10^{-28}$ - передекспоненційна константа, $\text{см}^3/(\text{см}^2 \times \text{хв} \times \text{бар})$;

a_s - площа поверхні контакту газ - вода, см^2 ;

$\Delta E = -125,856$ - енергія активації утворення газових гідратів, кДж/моль ;

R - газова постійна, $\text{кДж}/(\text{моль} \times \text{К})$;

p - тиск в системі, бар;

T - температура в системі, К;

$\gamma = 2,38$ - загальний порядок реакції по відношенню до тиску в системі;

$\alpha = 0,054$ - константа;

$\beta = 2,38$ - константа.

Для визначення часу утворення льдогазгідратних капсул CO_2 отримано таке рівняння [6, 9, 10]:

$$Fo = A Bi^\gamma (1 - m)^\beta \Theta^\gamma, \quad (2)$$

де $Fo = (a\tau)/R_0^2$ - критерій Фур'є;

$Bi = (\alpha_{\text{эф}} R_0)/\lambda$ - критерій Біо;

$\Theta = (T_c - T_{kr})/(T_c - T_0)$ - безрозмірна температура;

a - коефіцієнт теплопровідності, $a = \lambda / (c\rho)$, $\text{м}^2/\text{с}$;
 c , ρ - відповідно, теплоємність, $\text{Дж}/(\text{кг}\cdot\text{К})$, і густина суміші "лід + газові гідрати CO_2 ", $\text{кг}/\text{м}^3$;
 τ - час утворення (заморожування), с ;
 $l = d$ - визначальний розмір капсули, м ;
 $\alpha_{\text{эф}} = 1 / \left[\frac{1}{(\bar{\alpha} d_{\text{зв}})} + \frac{1}{(2\lambda_3)} \cdot \ln(d_{\text{зв}} / d_{\text{внут}}) \right] \pi d_{\text{зв}}$ - ефективний коефіцієнт тепловіддачі, виражений у $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$;
 $d_{\text{внут}}$, $d_{\text{зв}}$ - відповідно, внутрішній і зовнішній діаметри капсулоутворюючого пристрою, м ;
 λ_3 - коефіцієнт теплопровідності матеріалу стінки, $\text{Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$;
 α - коефіцієнт тепловіддачі від капсулоутворюючого приладу холодоносію, $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$;
 λ - коефіцієнт теплопровідності суміші "лід + газові гідрати CO_2 ", $\text{Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$;
 T_c , $T_{\text{кр}}$, T_0 - відповідно, температури холодоносія, кристалізації й початкова суміші " H_2O + газові гідрати CO_2 ".

Діапазони застосування виразу (2) наступний: $0,1 \leq m \leq 0,5$; $0,94 \leq \theta \leq 0,31$. При $Bi > 1$ рекомендуємо приймати $A = 1,323$; $\chi = -0,326$; $\beta = 1,341$; $\gamma = -0,057$, а при $Bi \leq 1$ $A = 1,508$; $\chi = -0,922$; $\beta = 1,317$; $\gamma = -1,002$.

При продуктивності підприємства 3000 т/добу цукрового буряка установка дозволяє одержувати до 10 т/добу льдогазгідратних капсул CO_2 і до 0,5 т/добу твердого двооксиду вуглецю.

Список літератури

1. Азрилевич М. Я. Оборудование сахарных заводов / М. Я. Азрилевич. - М.: Легкая и пищевая промышленность, 1982. - 392 с.
2. Лавренченко Г.К. Оптимизация состава аминовых абсорбентов для извлечения диоксида углерода из технических газов / Лавренченко Г.К., Копытин А.В., Пятничко А.И., Иванов Ю.В. // Энергоефективність - 2010: Тези доповідей міжнародної науково-практичної конференції (19 - 21 жовтня 2010 р., Київ, Україна). - К.: Інститут газу НАНУ, 2010. - С. 44 - 45.
3. Корниенко В.Н. Технологическое применение льдогазгидратных капсул диоксида углерода в отраслях АПК / В. Н. Корниенко, В. В. Клименко, А. В. Скрипник // Сборник научных трудов к 80-летию ВНИИХИ «Научное и техническое обеспечение холодильной промышленности» - М.: ВНИИХИ, 2010. - С. 249 - 258.
4. Жук Г.В. Применение гидратов в технологиях хранения CO_2 / Жук Г. В., П'яничко А. И., Гожик П. Ф., Клименко В. В. // Энергоефективність - 2010: Тези доповідей міжнародної науково-практичної конференції (19 - 21 жовтня 2010 р., Київ, Україна) - К.: Інститут газу НАНУ, 2010 - С. 48 - 51.
5. Sloan E.D. Clathrate hydrates of natural gases. 2-nd ed. NY: Marcel Dekker, 1998. - 705 p.
6. Макогон Ю.Ф. Газовые гидраты, предупреждение их образования и использование / Ю.Ф. Макогон. - М.: Недра, 1985. - 232 с.
7. Скрипник А. В., Клименко В. В. Экспериментальная оценка процессов замораживания смеси " H_2O + газовые гидраты CO_2 " // Холодильна техніка і технологія. - 2007. - № 1 (105). - С. 87 - 89.
8. Патент 23179 А Україна, F25D 3/00, F25C 1/18. Установка для производства ледяных капсул, які наповнені газовими гідратами діоксиду вуглецю / Клименко Василь Васильович, Корнієнко Володимир Миколайович, RU, Клименко Віталій Васильович, Денісов Юрій Павлович, Чумак Ігор Григорович; заявник і патентовласник Клименко Василь Васильович. - № 96093438; заявл. 03. 09. 96; опубл. 19.05.98. Бюл. № 19.
9. Скрипник А. В. Экспериментальная оценка кинетики образования гидратов диоксида углерода в системе " H_2O + CO_2 " / Скрипник А. В., Клименко В. В. // Холодильна техніка і технологія. - 2006. - № 4 (102). - С. 50 - 54.
10. Клименко В. В., Миронов В. С., Скрипник А. В. Моделирование процесса замораживания газгидратных цилиндрических капсул / Разработка и технология производства сельскохозяйственных машин: Сборник научных трудов КИСМ. - Кировоград. - 1994. - С. 61 - 64.
11. Скрипник А. В., Клименко В. В., Корниенко В. Н. Аналитический метод определения времени образования капсулы газовых гидратов диоксида углерода в замкнутой полости // Холодильна техніка і технологія. - 2001. - № 2 (71) - С. 20 - 23.

А. Скрипник, В. Клименко

Газогидратная технология утилизации диоксида углерода из сатураторного газа сахарного производства

Разработана принципиальная схема и термодинамический цикл альтернативной газгидратной технологической установки утилизации диоксида углерода, в которой предусмотрено получения CO_2 из отработанного сатураторного газа сахарного производства в виде льдогазгидратных капсул диоксида углерода и сухого льда. Получены расчетные уравнения, необходимые для проектирования газгидратных элементов рассмотренной установки, а именно кристаллизатора газгидратов и образователя льдогазгидратных капсул

A. Skrypnyk, V. Klymenko

Gas hydrates technology of recycling carbon dioxide from the carbonator sugar production gas of sugar manufacture

The circuit diagramme and thermodynamic cycle of alternative gas hydrates the fabrication system of a utilizations of carbon dioxide in which one it is envisioned productions CO_2 from completed the carbonator sugar production gas in an aspect capsule of carbon dioxide gas hydrate and dry ice sheaths is developed. The rated equations indispensable for projection gas hydrates of units of observed installation, namely a crystallizer pan gas hydrates and installation for building capsule of carbon dioxide gas hydrate sheaths are gained.

Одержано 28.03.11

УДК 621.822.172:621.7.079

Д.Ю. Федориненко, доц., канд. техн. наук

Національний технічний університет України „Київський політехнічний інститут”

Експериментальні показники точності шліфувального верстата з регульованими шпиндельними гідростатичними підшипниками

Визначені експериментальні показники радіального биття конуса шпинделя, що базує, статичної жорсткості шліфувального верстата з регульованими радіальними гідростатичними підшипниками шліфувального шпинделя.

точність, шпиндель, регульований гідростатичний підшипник, шліфувальний верстат, радіальне биття, статична жорсткість

Точність – один з основних показників якості машини, що в значній мірі визначає технічний рівень машинобудівних виробів. Сучасний розвиток машинобудівної галузі постійно вимагає підвищення якості виробів, яка безперервно пов'язана з точністю металорізальних верстатів. Основною вимогою до верстата є його здатність забезпечувати якість оброблюваних різанням деталей, яка, насамперед, обумовлена точністю формоутворюючих рухів вузлів верстата. На шпиндельний вузол припадає до 80% відсотків похибок в загальному балансі точності верстата [1]. Ефективним засобом вирішення поставленої проблеми є застосування керованих гідростатичних підшипників (ГСП) в якості опор прецизійних шпиндельних вузлів.

Точність металорізальних верстатів та методи її контролю регламентується відповідними стандартами. Точність шпиндельного вузла характеризується точністю його обертання у власних опорах, що може бути оцінена регламентованими

параметрами радіального, осьового та торцевого биття окремих його елементів [2, 3].

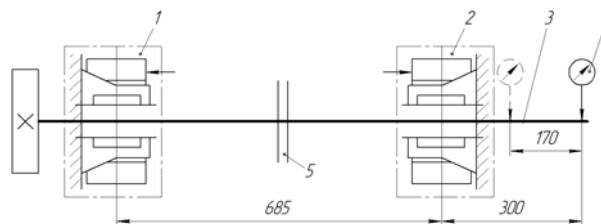
В роботі [4] запропонований варіаційний підхід до аналізу точності верстатів, надані загальні рекомендації до розрахунку вихідної точності шпиндельних вузлів. Аналіз вихідної точності шпиндельних вузлів, зокрема на ГСП, на основі інтегральних показників, що визначаються траєкторіями руху опорних точок шпинделя, докладно розглянутий в роботах [1, 5]. Там же відмічається перспективність застосування гідростатичного мащення шпиндельних вузлів для прецизійної обробки деталей.

Авторами роботи [6] відзначається, що керування вихідними параметрами шпиндельних ГСП дозволяє істотно підвищити точність обертання шпинделя під навантаженням з боку процесу різання. Проте, незважаючи на накопичений досвід, задача підвищення точності шпиндельних вузлів засобами адаптованими до промислових умов не вирішена і є актуальною для сучасного машинобудування.

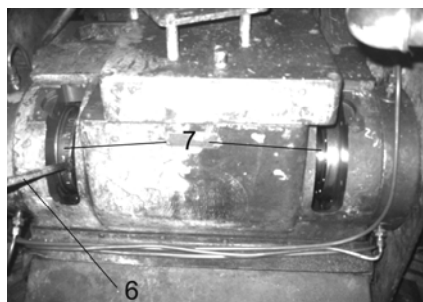
Метою роботи є визначення експериментальним шляхом ефективності застосування модернізованої конструкції шпиндельного вузла на керованих ГСП для підвищення точності тоцекруглошліфувального верстата 3Т161.

Експериментальні дослідження характеристик точності здійснювали на базі торцекруглошліфувального верстата моделі 3Т161 з модернізованою конструкцією шліфувальної бабки (рис. 1) з регульованими радіальними ГСП шпинделя. Шліфувальний шпиндель, встановлений на двох радіальних ГСП (рис. 2, а) з можливістю регулювання статичної величини радіального зазору δ_0 в процесі налагодження верстата та опорному нерегульованому гідродинамічному підшипнику. Регулювання зазору δ_0 виконують обертанням гайки 3 (див. рис. 2, а) на кут α , яка упираючись в торець корпусу підшипника надає зворотно-поступального руху гідростатичній втулці 1, пелюстки якої зовнішньою конічною поверхнею, рухаючись по внутрішній конічній поверхні втулки 2, зменшують (збільшують) робочий отвір між шпинделем і втулкою 1, тобто здійснюється регулювання статичного зазору δ_0 в ГСП. Докладно процес регулювання та конструкція шпиндельних підшипників викладені в монографії [6].

Для мащення опорних вузлів шліфувального шпинделя розроблена принципова гідравлічна схема та складений експериментальний зразок системи живлення (рис. 2, б).



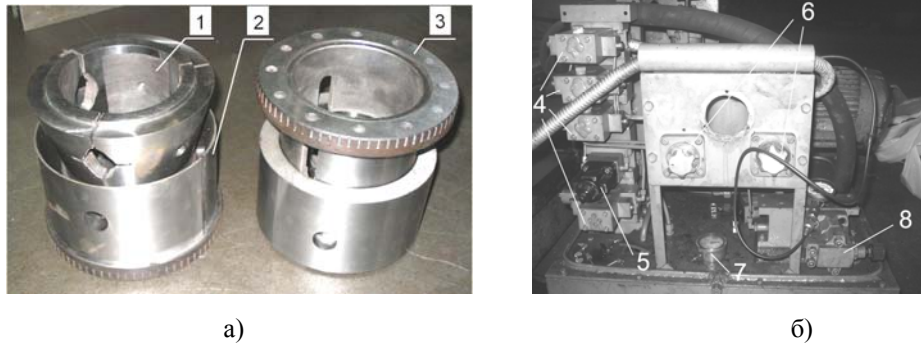
а)



б)

1 – задній підшипник, 2 – передній підшипник, 3 – шпиндель, 4 – індикатор, 5 – упорний підшипник;
6 – ключ для регулювання зазору; 7 – гайки підшипників

Рисунок 1 – Принципова схема а) та загальний вигляд б) шліфувальної бабки з регульованими ГСП



1 – гідростатична втулка; 2 – конічна втулка; 3 – гайка; 4 – голчасті дроселі із зворотними клапанами; 5 – регулятор витрати рідини; 6 – перемикачі потоків на манометр; 7 – манометр; 8 – запобіжний клапан

Рисунок 2 – Загальний вигляд а) експериментальних зразків регульованих радіальних ГСП та гідравлічної станції б) системи живлення

Точність шліфувального верстата оцінювалася показниками статичної жорсткості та радіального биття кінця, що базує, шліфувального шпинделя під абразивний круг. Радіальне биття кінця шліфувального шпинделя вимірювалося відповідно до рекомендацій [7, п. 2.18] за методикою [3, розділ 15, метод 1]. У відповідності до схеми вимірювання рис. 3, а складалася експериментальна установка, наведена на рис. 3, б.

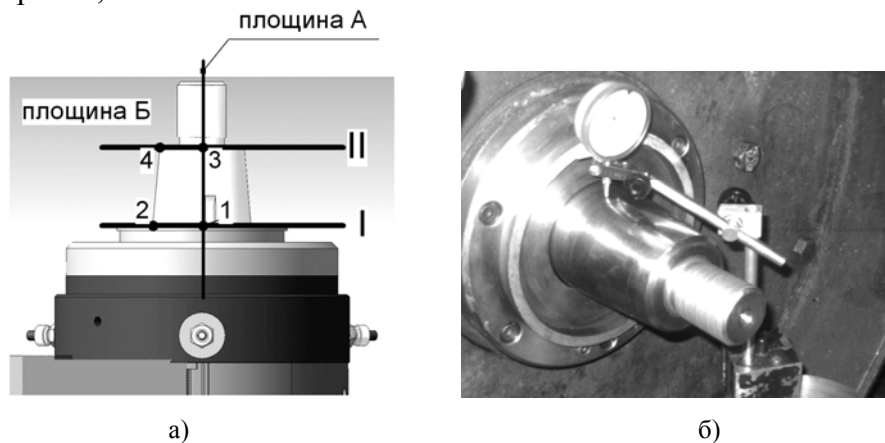


Рисунок 3 – Загальна схема вимірювання радіального биття а) кінця шліфувального шпинделя та встановлення індикатора в точці 1 б)

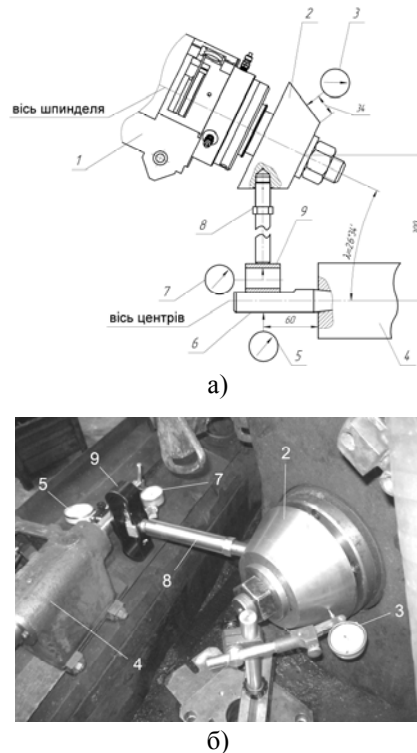
Виміри радіального биття здійснювали в двох поперечних перетинах I і II в двох ортогональних площинах А і Б. (див. рис. 3, а). Для виміру радіального биття поверхні (в точках встановлення приладу 1 – 4) шпиндель обертали в напрямку робочого руху на кут 360° і визначали алгебраїчну різницю показань індикатора. Для кожної експериментальної точки результат виміру повторювали три рази. Радіальне биття в перетинах I і II визначали як середньо арифметичне значення за показниками індикаторів в точках 1, 2 та 3, 4 відповідно. За радіальне биття кінця шпинделя приймали найбільшу величину, визначену в перетинах I і II.

Статична жорсткість верстата вимірювалася згідно рекомендацій [2] за методикою [7, додаток 2]. У відповідності до схеми на рис. 4, а складала експериментальну установку, представлену на рис. 4, б.

На конусі шліфувального шпинделя встановлювали спеціальну конічну оправку 2 з кутом нахилу конічної поверхні, що дорівнює куту λ розташування шліфувального шпинделя відносно лінії центрів. В конус пінолі задньої бабки 4 встановлювали оправку 6 з лискою, в яку упирався динамометр 9. У площині формоутворення за

допомогою навантажувального пристрою 8 створювали плавно збільшуване навантаження, що визначалося за тарувальною характеристикою динамометру 9 та спрямовувалося за лінією, яка перетинає вісі центрів і шліфувального шпинделя.

Особливістю кінематики торцекруглошліфувального верстату є розташування шліфувального шпинделя під кутом до лінії центрів. При цьому напрямок виміру переміщень шпинделя розташований під кутом до лінії навантаження (див. рис. 4). Для забезпечення відповідності напрямків навантаження та виміру зміщень здійснювався перерахунок сил за напрямком вимірювання за залежністю $P = P_n \cdot \cos(2\lambda)$ з побудовою залежності $P=f(\xi)$, де P_n – навантаження на шпиндель за тарувальною характеристикою динамометра; ξ – зміщення шліфувального шпинделя за показниками індикатора 3.



1 – шліфувальна бабка; 2 – конічна оправка; 3, 5, 7 – індикатори годинникового типу; 4 – задня бабка; 6 – оправка з конічним хвостовиком; 8 – навантажувальний пристрій; 9 – динамометр

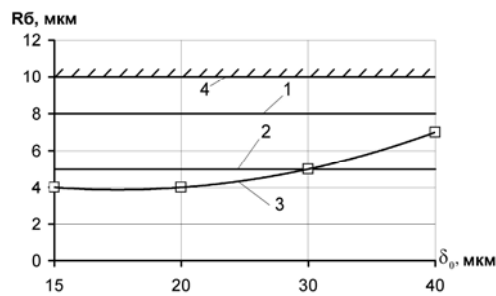
Рисунок 4 – Схема а) та загальний вигляд експериментального устаткування б) для вимірювання статичної жорсткості верстата

Відносне зміщення шліфувального шпинделя та пінолі задньої бабки фіксували за показниками індикаторів 5 і 3. Величину зміщення визначали як середньоарифметичне значення двох вимірів при фіксованому навантаженні. За відносне зміщення приймали суму пружних відхилень шліфувального шпинделя та пінолі при відповідності $P_n = P(\xi)$.

В процесі експерименту обертанням гайки регульованого ГСП за допомогою спеціального ключа (див. рис. 1, б) змінювався радіальний статичний зазор δ_0 в кожній опорі шліфувального шпинделя. Відповідність кута повороту гайки і статичного зазору встановлювалася попереднім налагодженням з нанесенням відповідних позначок на корпусі шліфувальної бабки і гайках передньої та задньої опор шпинделя.

З метою оцінювання точності обертання шліфувального шпинделя проводили серію дослідів з визначення радіального биття його переднього кінця (рис. 5). Зменшення величини зазору δ_0 в ГСП дозволило підвищити точність обертання шпинделя (в статичному положенні) в радіальному напрямку шляхом зменшення рівня

радіального биття на 3 мкм (див. криву 3 на рис. 5), а в порівнянні з базовою конструкцією верстата з гідродинамічними опорами шпинделя – в 2 рази.

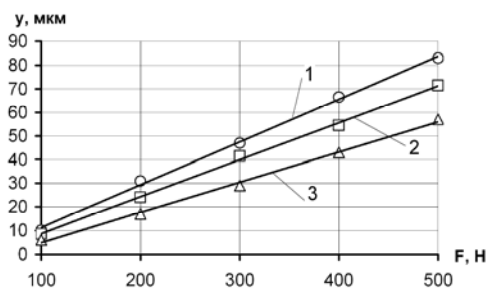


1 - Rδ шпинделя базової моделі верстата [8]; 2 - Rδ шпинделя для верстатів класу точності П [7]; 3 - Rδ шпинделя на регульованих ГСП; 4 – припустима величина Rδ шпинделя для базової моделі верстата [8]

Рисунок 5 – Радіальне биття Rδ переднього кінця шліфувального шпинделя під круг в процесі регулювання радіального зазору δ_0 в ГСП

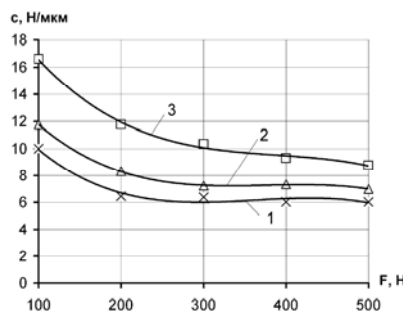
Встановлено, що регулюванням зазору в ГСП вдалося підвищити клас точності верстата за вимогами радіального биття до переднього кінця шліфувального шпинделя. Як видно з рис. 5 величина Rδ для значень зазору $\delta_0 \leq 30$ мкм відповідає класу точності П верстатів шліфувальної групи [7].

Однією з основних характеристик шліфувальних верстатів з точки зору формування точності механічної обробки є статична жорсткість. На рис. 6, 7 приведені характеристики відносних зміщень та жорсткості верстата в площині формоутворення, з яких видно, що при зменшенні радіального зазору в ГСП шліфувального шпинделя величина статичної жорсткості підвищується у всьому діапазоні регулювання.



1 – $\delta_0=40$ мкм; 2 – $\delta_0=30$ мкм; 3 – $\delta_0=20$ мкм

Рисунок 6 – Переміщення у шліфувального шпинделя на регульованих ГСП відносно пінолі задньої бабки під навантаженням F

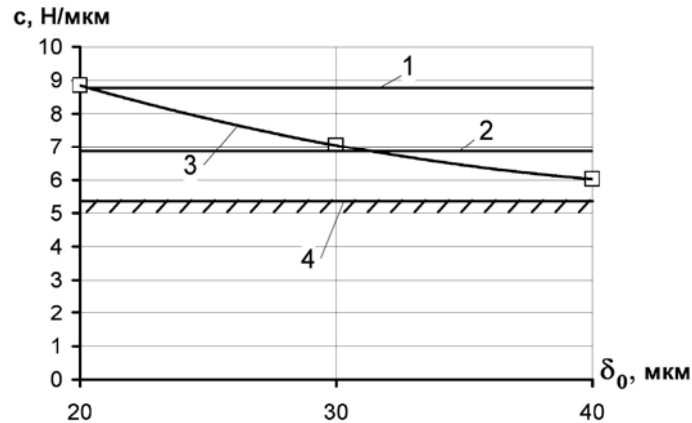


1 – $\delta_0=40$ мкм; 2 – $\delta_0=30$ мкм; 3 – $\delta_0=20$ мкм

Рисунок 7 – Статична жорсткість s верстата ЗТ161 на регульованих шпиндельних ГСП у функції навантаження F

Статична жорсткість модернізованої конструкції верстата 3Т161 визначається в діапазоні розрахункових навантажень, насамперед, податливістю шліфувального шпинделя у власних опорах. Максимальні значення жорсткості s мають місце в діапазоні менших навантажень, що відповідає робочим процесам в ГСП, які забезпечують максимальну жорсткість при центрованому положенні шпинделя.

В процесі регулювання конструктивними параметрами шпиндельних ГСП встановлено, що жорсткість модернізованої конструкції верстата 3Т161 відповідає вимогам класу точності П, В в діапазоні значень $\delta_0 \leq 30$ мкм (рис. 8). Для величин регульованого зазору $\delta_0 \approx 20$ мкм за показником жорсткості верстат задовольняє вимогам класу точності А.



1 – припустиме значення жорсткості для класу точності верстатів А [7]; 2 - припустиме значення жорсткості для класу точності верстатів П, В [7]; 3 – жорсткість верстата на регульованих ГСП; 4 – припустиме значення жорсткості для базової моделі верстата [8]

Рисунок 8 – Статична жорсткість s верстата 3Т161 в процесі регулювання зазору δ_0 в ГСП шпинделя

Отримані експериментальні значення радіального биття конуса шпинделя, що базує, та статичної жорсткості шліфувального верстату в функції статичного радіального зазору в регульованих гідростатичних підшипниках шліфувальної бабки. Встановлено, що регулювання геометрією зазору в радіальних ГСП шліфувального шпинделя дозволило підвищити точність торцеокруглошліфувального верстата 3Т161 за радіальним биттям конуса шпинделя під абразивний круг до класу П; за вимогами статичної жорсткості – до класу А.

Застосування регульованої конструкції гідростатичних опорних вузлів шпинделя може бути використано для підвищення точності металообробного обладнання широкої номенклатури.

Список літератури

1. Пуш А.В. Шпиндельные узлы: качество и надежность / А.В. Пуш. – М.: Машиностроение, 1992. – 288 с.
2. Станки металлорежущие. Общие требования к испытаниям на точность: ГОСТ 8-82. – М.: Издательство стандартов, 1982. – 12 с.
3. Станки металлорежущие. Схемы и способы измерений геометрических параметров: ГОСТ 22267-76. – М.: Издательство стандартов, 1988. – 149 с.
4. Решетов Д.Н. Точность металлорежущих станков / Д.Н. Решетов, В.Т. Портман. – М.: Машиностроение, 1986. – 336 с.
5. Проников А.С. Программный метод испытания металлорежущих станков / А.С. Проников. – М.: Машиностроение, 1985. – 288 с.
6. Регульовані гідростатичні підшипники для шпиндельних вузлів / Ю.О. Сахно, Д.Ю. Федориненко, С.В. Бойко, В.С. Волик. – Ніжин: ТОВ «Видавництво «Аспект-Поліграф», 2009. – 172 с.
7. Станки круглошлифовальные. Основные параметры и размеры. Нормы точности: ГОСТ 11654-90. – М.: Издательство стандартов, 1990. – 36 с.

8. Станок торцекруглошлифовальный модели 3Т161. Руководство к станку. – Х.: ХСЗ, 1968. – 80 с.

Д. Федориненко

Экспериментальные показатели точности шлифовального станка с регулируемыми шпиндельными гидростатическими подшипниками

Определены экспериментальные показатели радиального биения базировочного конуса шпинделя, статической жесткости шлифовального станка с регулируемыми радиальными гидростатическими подшипниками шлифовального шпинделя

D. Fedorynenko

Experimental indexes of grinding machine exactness are with the spindle regulabled hydrostatical bearings

The experimental indexes of the radial beating of spindle cone which bases are definition, static stiffness of grinding machine with the regulabled radial hydrostatical bearings of grinding spindle

Одержано 30.03.11

УДК 621. 923

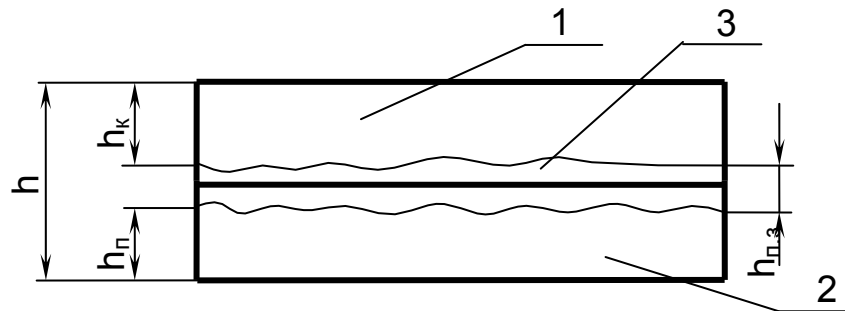
О.О.Ситник, канд. техн. наук

Кіровоградський національний технічний університет

Регулювання теплопровідності композиційної різальної кераміки

Наведені результати теоретичних та експериментальних досліджень впливу співвідношення товщин шарів пластин із композиційного матеріалу «кераміка-твердий сплав» на їх теплопровідність. Встановлені параметри, які найбільш тісно пов'язані зі стійкістю інструмента.
кераміка, теплопровідність, підложка

Ефективність використання різальної кераміки при металообробці сягає оптимальних значень в області високих швидкостей різання. При цьому температура в зоні різання підвищується до 1000...1200⁰С, а у деяких випадках може сягнути температури пластичної деформації кераміки. Різальна кераміка має відносно низьку теплопровідність, що знижує експлуатаційні властивості інструмента, який оснащений цим матеріалом. Знизити температурний градієнт в матеріалі та збільшити термостійкість можливо шляхом змінювання складу кераміки, збільшуючи її теплопровідність, або шляхом застосування шаруватих різальних пластин [1], у яких різальним шаром є кераміка на основі Al₂O₃, а підложкою – твердий сплав, з оптимальною товщиною цих шарів, щоб, не знижуючи міцності, збільшити тепловідведення з пластини. Розглянемо тепловідведення через шарувату різальну пластину, наведену на рисунку 1.



1 - різальний шар з кераміки - h_k ;
2 - підложка з твердого сплаву - $h_{п.з.}$; 3 - перехідна зона - h_n .

Рисунок 1 - Схема перерізу шаруватої пластини

Виходячи із дослідних даних [2], теплопровідність чисто оксидної кераміки можна навести у вигляді:

$$\lambda = \kappa \lambda_{293} / T^{1.05}, \quad (1)$$

де κ - дослідний коефіцієнт, для оксидної кераміки із Al_2O_3 дорівнює 354;
 λ_{293} - теплопровідність при 293 К.

У відповідності з законом Фур'є, у стаціонарному режимі тепловідведення товщини h_i шарів пов'язані з коефіцієнтом теплопровідності λ_i співвідношенням:

$$\frac{\Delta T}{q} = \frac{h_1}{\lambda_1} = \frac{h_2}{\lambda_2} = \dots = \frac{h_n}{\lambda_n}, \quad (2)$$

де q - питомий тепловий потік.

Нехай h_1 - товщина пластини в умовах та режимах різання, які забезпечують найбільшу стійкість різальної одношарової пластини із оксидної кераміки при T_1 . З підвищенням температури в зоні різання товщину різальної пластини у відповідності з (1) та (2) необхідно змінювати, щоб забезпечити постійне тепловідведення по закону:

$$h = h_1 \left(\frac{T_1}{T} \right)^{1.05}. \quad (3)$$

Чим вище температура T в зоні різання, тим тоншою повинна бути пластини для забезпечення тепловідведення, оскільки λ зменшується із зростанням температури. Але, з позиції збереження міцності пластини існує мінімально допустима товщина різальної пластини, менше якої пластини крихко руйнується. Зміцнення різального шару застосуванням підложки змінює теплопровідність пластини в цілому. Тепловий потік через шарувату пластину з урахуванням (2) можна виразити у вигляді:

$$q = \Delta T / \sum \frac{h_i}{\lambda_i}, \quad (4)$$

де λ_i та h_i - теплопровідність та товщина i -го шару.

Виходячи з вимоги постійності теплового потоку через одношарову та двошарову пластини різниця температур між опорними гранями пластини виразиться у вигляді: $\Delta T_1 = q \frac{h}{\lambda_1}$ - для одношарової пластини товщиною h , $\Delta T_2 = q \left(\frac{h_1}{\lambda_1} + \frac{h_2}{\lambda_2} \right)$ - для двошарової пластини товщиною $h = h_1 + h_2$, тоді:

$$\frac{\Delta T_2}{\Delta T_1} = \varphi_1 \left(1 - \frac{\lambda_1}{\lambda_2} \right) + \frac{\lambda_1}{\lambda_2}, \quad (5)$$

де $\varphi_1 = \frac{h_1}{h}$ - відносна товщина різального шару кераміки до загальної товщини пластини.

Із формули (5) виходить, що чим тонший різальний шар кераміки та чим вища теплопровідність λ_2 підложки тим менший перепад температур ΔT_2 .

Розглянемо температурну залежність $\frac{\Delta T_2}{\Delta T_1}$ при різних товщинах h_1 різального шару при незмінній загальній товщині шаруватої пластини. Підставляючи у (5) значення $\lambda_1(T)$ та $\lambda_2(T)$ – коефіцієнтів теплопровідності оксидної кераміки та твердого сплаву, отримуємо залежність відносної різниці температур в зоні різання та контактній опорній поверхні двошарової пластини ΔT_2 та ΔT_1 одношарової пластини із оксидної кераміки у вигляді $\frac{\Delta T_1}{\Delta T_2} = f(\varphi_1)$, що наведена на рисунку 2. Із рисунка 2

виходить, що із зменшенням товщини шару кераміки (φ_1 – зменшується) різниця температур двошарової пластини знижується порівняно з одношаровою керамічною пластиною із-за збільшення теплопровідності двошарової пластини в цілому.

Відсутність перегріву кераміки в зоні різання при $\varphi_1 < 0,5$ значно знімає термонапруження в пластині та збільшує її стійкість.

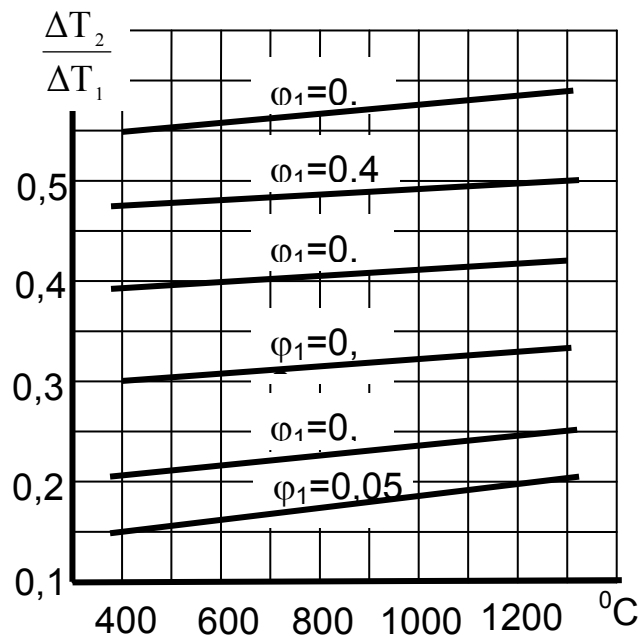


Рисунок 2 - Залежність відносної різниці температур в зоні різання та контактній опорній поверхні двошарової пластини ΔT_2 та ΔT_1 одношарової пластини із оксидної кераміки

Порівняльні випробування різальних двошарових пластин загальною товщиною $h=4,76$ мм при $\varphi_1=0,4$; $\varphi_1=0,3$; $\varphi_1=0,2$; $\varphi_1=0,1$ показали, що при поперечному точінні сталі 50 (режими різання: $V_{max}=500$ м/хв.; $S=0,08$ мм/об; $t=0,5$ мм) найбільшу стійкість показала пластина, у якої $\varphi_1=0,3 \pm 0,02$ (рисунок 3).

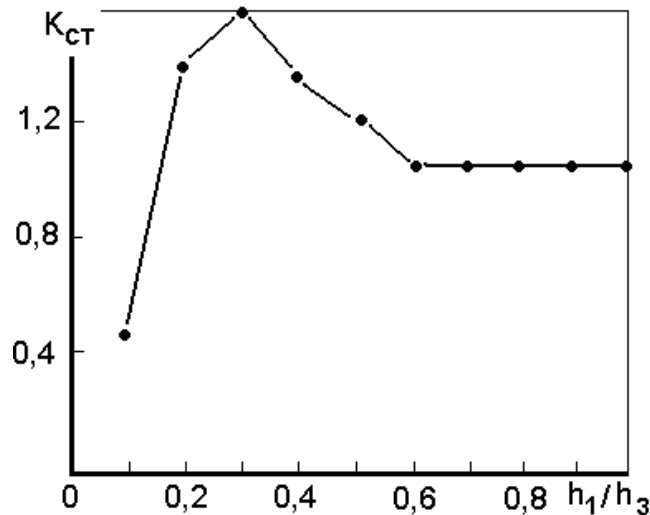


Рисунок 3 - Залежність стійкості шаруватої різальної пластини від співвідношення $\frac{h_1}{h}$ товщин керамічного шару та загальної товщини пластини

Таким чином, оптимальні значення співвідношення ϕ_I знаходяться в діапазоні 0,25...0,35. Різке зниження стійкості композиційної пластини по відношенню до одношарової спостерігалось при $\phi_I \leq 0,2$. Очевидно при $\phi_I < 0,2$ погіршується механічна міцність різального шару та, крім цього, починає помітно впливати перехідна зона, що насичена металом-зв'язкою. При $\phi_I > 0,35$ пониження стійкості відбувається наймовірніше по тим же причинам, що і в одношарових пластинах, головною з яких є підвищення температури в зоні різання за рахунок погіршення тепловідведення.

Із рисунків 2 та 3 виходить, що за рахунок використання твердосплавної підложки різниця температур в зоні різання та опорної поверхні у місці контакту з державкою може бути знижена більш ніж у 3 рази порівняно з різницею температур аналогічної одношарової пластини із різальної кераміки. Це дозволяє суттєво знизити температурний градієнт в зоні різання, збільшити тепловідведення, знизити перегрів в зоні різання. Із збільшенням коефіцієнту теплопровідності λ_2 опорної поверхні зростає тепловідведення, що спричиняє собою зниження температури в зоні різання, підвищуючи зносостійкість шаруватої різальної пластини. Тим самим, при розробці конструкції шаруватої різальної пластини та оцінюванні градієнтів температурних полів можливо використовувати формули (2) та (5).

Таким чином, шляхом змінювання відносних розмірів товщини різального шару та підложки при незмінному складі їх компонентів можна значно змінити тепловий режим експлуатації інструменту, знижуючи термомеханічні напруження у пластині, збільшуючи надійність інструменту в цілому.

Список літератури

1. Сытник А.А., Зленко Д.А. Математическое прогнозирование выбора оптимального состава слоистых режущих пластин по термомеханической совместимости// Резание и инструмент в технологических системах. – Межд.научн.-техн. сборник. – Харьков: ХГПУ, 1999, вып.55.- С. 200-202.
2. Кржижановский Р.Е., Штерн З.Ю. Теплофизические свойства неметаллических материалов. – Л.: Энергия, 1973.

А. Сытник

Регулирование теплопроводности композиционной режущей керамики

Приведены результаты теоретических и экспериментальных исследований влияния соотношения толщин слоев пластин из композиционного материала «керамика - твердый сплав» на их теплопроводность. Установлены параметры наиболее тесно связанные со стойкостью инструмента.

A. Sytnik

Heat conductivity regulation of composite cutting ceramics

Theoretical and experimental research results of influence correlation of the layers plates thickness of compositional material "ceramics – hard alloy" on their heat-conductivity are given. Parameters which are closely connected with the steadfastness of instrument are determined.

Одержано 31.03.11

УДК 621. 9. 048. 4

В.М.Шмельов, асист.

Кіровоградський національний технічний університет

Особенности физического механизма электрической эрозии в условиях размерной обработки электрической дугой сопряженных пар рабочих деталей раздольных штампов

Описано особенности физического механизма электрической эрозии, зокрема якісні характеристики джерел тепла на електродах, в умовах розмірної обробки електричною дугою спряжених пар робочих деталей роздольних штампов. Показано, що за зазначених умов забезпечуються оптимальні характеристики поверхні робочих деталей роздольних штампов, такі як шорсткість обробленої поверхні і зона термічного впливу та точність виготовлення спряжених деталей.

електрична ерозія, фізичний механізм, характеристики, пуансон, матриця, зона термічного впливу, спряжена пара, роздольний штамп

Листові деталі, що складають в машинобудуванні близько 70%, виготовляють з використанням роздольних штампов. Традиційним методом виготовлення спряжених пар робочих деталей роздольних штампов є механічна обробка. Широкого застосування набули процеси електроіскрової (електроімпульсної) обробки. Останні, порівняно з механічною обробкою, забезпечують високу економічну ефективність одержання таких деталей без подальшої слюсарної доводки та в три-п'ять разів підвищити їх зносостійкість [1]. При виготовленні спряжених пар робочих деталей роздольних штампов, перш за все, треба враховувати необхідну шорсткість та величину зони термічного впливу робочих поверхонь робочих спряжених пар деталей роздольного штампа. Звичайно для деталей, що вирубують-пробивають з матеріалу товщиною 0,2...5мм рекомендована шорсткість робочих деталей роздольного штампу складає $Ra=1,0...12,5\mu\text{м}$ [1]. При застосуванні електроерозійної обробки (ЕЕО) незалежно від вихідної шорсткості зі збільшенням числа відштампованих деталей шорсткість поверхні пуансона і матриці наближається до значення $Ra=0,75...1,0\mu\text{м}$. При реалізації процесу вирубування-пробивання, за умови виготовлення робочих деталей методами ЕЕО, лінійний знос їх поверхонь зменшується в 3...5 разів порівняно з робочими деталями отриманими обробкою різанням. При цьому глибина зони термічного впливу коливається в межах 0,01...0,15 мм. Отже, при ЕЕО штампов для

вирубування-пробивання економічно доцільно виготовляти поверхні з більшою шорсткістю, ніж та, котра встановлюється після прироблення, оскільки в цьому випадку можна використовувати більш продуктивні режими ЕЕО не вдаючись до доводочних робіт.

При виготовленні спряжених пар робочих деталей розділових штампів знаходять застосування як процеси традиційної ЕЕО з використанням нестационарного електричного розряду (електроімпульсна обробка, електроіскрова обробка) так і стаціонарною електричною дугою, способом розмірної обробки електричною дугою (РОД) [2]. Процес РОД відрізняється більш високою продуктивністю порівняно з традиційними способами ЕЕО, і до того ж, при виготовленні спряжених пар, його реалізують в сукупності з способом керованого зносу електрод-інструмента (РОД СКЗ ЕІ) [3]. Проте вимагає вивчення фізичний механізм електричної ерозії в умовах такого процесу, бо його особливості визначають, в кінцевому підсумку, технологічні можливості процесу.

Електрична дуга є потужним джерелом тепла [2], якісні і кількісні характеристики якого визначають фізичний механізм електричної ерозії, зокрема, зону термічного впливу, шорсткість обробленої поверхні, якісні і кількісні характеристики та можливості процесу. В дузі спостерігається різко нерівномірний розподіл електричного поля, в зв'язку з чим розрізняють три області: анодну, катодну і стовп. Загальна напруга дуги U є сумою падіння напруг в анодній області U_a , катодній області U_k та стовпі дуги U_c . В катодній і анодній областях U_a і U_k є значними, що свідчить про високу напруженість електричного поля в них. На цій підставі дугу розглядають як суму трьох самостійно діючих джерел тепла в анодній області P_a , катодній області P_k і стовпі дуги P_c (рисунок.1).

Одне джерело тепла потужністю P_k розташоване в плоскому шарі на поверхні катода, друге потужністю P_a розташоване в плоскому шарі на поверхні анода і третє потужністю P_c розташоване по об'єму стовпа дуги.

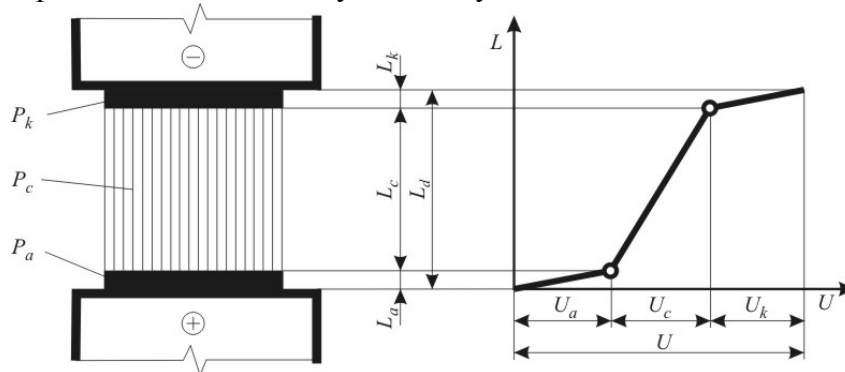


Рисунок 1 – Принципова схема електричної дуги як джерела тепла

Для якісної і кількісної оцінки дуги як джерела тепла для РОД необхідно установити електричні і геометричні характеристики, визначити густину струму на катоді j_k , на аноді j_a і в стовпі дуги j_c , сумарне значення катодного і анодного падіння напруги U_{k+a} (оскільки малі розміри приелектродної області та малі міжелектродні зазори при РОД дуже обмежують можливості окремого визначення анодного падіння напруги U_a і катодне падіння напруги U_k), визначити напруженість електричного поля в стовпі дуги E_c [2]. Сумарне значення катодного і анодного падіння напруги U_{k+a} визначають способом зближення електродів з використанням осцилограм, і таким чином отримують розподіл напруги в дузі.

Приелектродні області (катодна і анодна) внаслідок дуже високої напруженості електричного поля являють собою концентровані плоскі джерела тепла, в той час як

стовп дуги є значно менш концентрованим об'ємним джерелом тепла. При цьому поверхнева густина теплової потужності на катоді і аноді складає, Вт/м²:

$$q_k = j \cdot U_k; \quad (1)$$

$$q_a = j \cdot U_a, \quad (2)$$

де j – густина струму, А/м².

Особливістю способу електроерозійної обробки робочих спряжених пар штампів суміщеної дії [2] є те, що виготовлення спряжених пар, способом РОД СКЗ ЕІ, відбувається в певній послідовності за п'ять переходів з використанням лише одного графітового ЕІ. При виготовлення спряженої пари пуансона і матриці для розділового штампа простої дії, використовують один графітовий ЕІ, а обробку здійснюють за три переходи: 1 перехід – графітовим ЕІ виготовляють пуансон із загартованої заготовки із сталі У8; 2 перехід – графітовим ЕІ виготовляють металевий ЕІ із сталі 35; 3 перехід – металевим ЕІ виготовляють матрицю із загартованої заготовки із сталі Х12М.

Отже, особливістю способу РОД СКЗ ЕІ, згідно викладеного, є те, що пуансон виготовляють графітовим ЕІ, а матрицю – металевим ЕІ, і, отже, необхідним є опис джерел тепла за цих умов.

Виконані, згідно зазначеного, експериментальні дослідження показали, що оптимальні якісні та кількісні показники обробленої поверхні отримують при застосуванні зворотної полярності електродів. Для умов отримання загартованої матриці металевим ЕІ визначено якісні показники джерел тепла при відповідних значеннях сили технологічного струму $I=50\dots150$ А та статичного тиску робочої рідини $P_S=1\dots2$ МПа значення суми падіння напруги біля анода і катода $U_{a+k}=14\dots20$ В, враховуючи, що джерела тепла біля анода і катода плоскі, то густина струму $j=4,5\cdot10^8\dots9,7\cdot10^8$ А/м², напруженість електричного поля в стовпі дуги $E_c=0,8\cdot10^5\dots1,4\cdot10^5$ В/м, сумарна поверхнева густина теплової потужності біля анода $q_a=3,2\cdot10^9\dots9,7\cdot10^9$ Вт/м² і катода $q_k=3,2\cdot10^9\dots9,7\cdot10^9$ Вт/м².

На рисунку 2 показано структури поверхні загартованого пуансона зі сталі У8, обробленого графітовим ЕІ. В якості робочої рідини використано суміш в рівних пропорціях масла “Індустріальне-12” та освітлювального гасу, ЕІ з матеріалу МПГ-7 при зворотній полярності на режимах: $I=50$ А; $P_S=2,0$ МПа; $U=27$ В. Сума падіння напруги біля анода і катода $U_{a+k}=14\dots16$ В. Зона термічного впливу на поверхні пуансона при застосуванні відповідних режимів обробки має невеликі розміри і може бути практично відсутня. Шорсткість обробленої поверхні при цьому знаходиться в межах $Ra=3,1\dots4,7$ мкм.

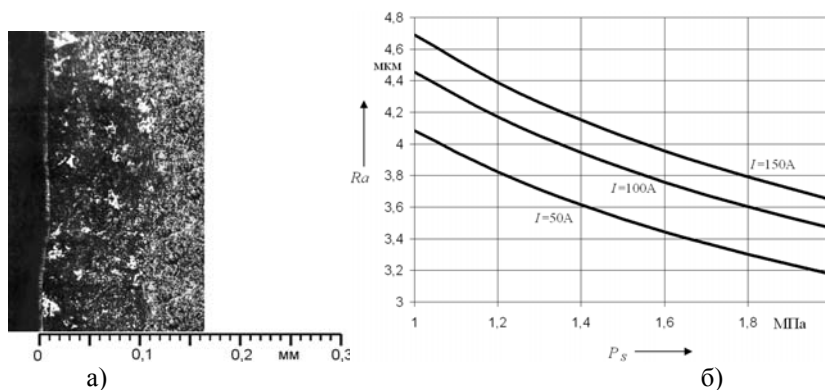


Рисунок 2 – Структура поверхні загартованого пуансона зі сталі У8 після РОД (а), залежність шорсткості поверхні Ra від статичного тиску робочої рідини P_S та сили технологічного струму I (б)

На рисунку 3 показано мікроструктури поверхні загартованої матриці зі сталі Х12М, обробленої металевим ЕІ. В якості робочої рідини використано суміш в рівних пропорціях масла “Індустріальне-12” та освітлювального гасу, ЕІ з сталі 35 при прямій полярності на режимах: $I=50\text{А}$; $P_S=1,2\text{МПа}$; $U=27\text{В}$. Сума падіння напруги біля анода і катода $U_{a+k}=18\ldots 20\text{В}$. Зона термічного впливу на поверхні матриці при застосуванні відповідних режимів обробки коливається в межах від 0,015 до 0,025мм. Шорсткість обробленої поверхні при цьому знаходиться в межах $Ra=14\ldots 15\text{ мкм}$.

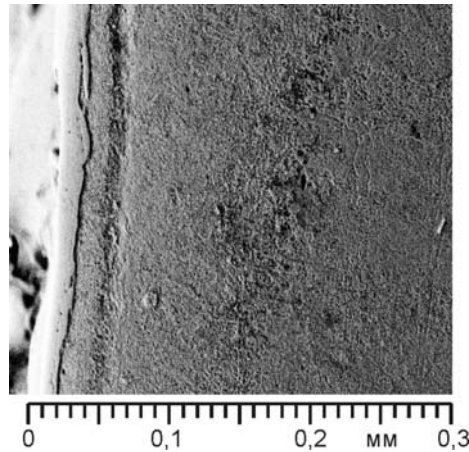


Рисунок 3 – Структура поверхні загартованої матриці зі сталі Х12М після РОД, пряма полярність

На рисунку 4 показано мікроструктури поверхні загартованої матриці зі сталі Х12М, обробленої металевим ЕІ. В якості робочої рідини використано суміш в рівних пропорціях масла “Індустріальне-12” та освітлювального гасу, ЕІ з сталі 35 при зворотній полярності на режимах: $I=50\text{А}$; $P_S=1,2\text{МПа}$; $U=27\text{В}$. Сума падіння напруги біля анода і катода $U_{a+k}=18\ldots 20\text{В}$. Зона термічного впливу на поверхні матриці при застосуванні відповідних режимів обробки коливається в межах від 0,015 до 0,035мм. Шорсткість обробленої поверхні при цьому знаходиться в межах $Ra=9,5\ldots 12\text{ мкм}$.

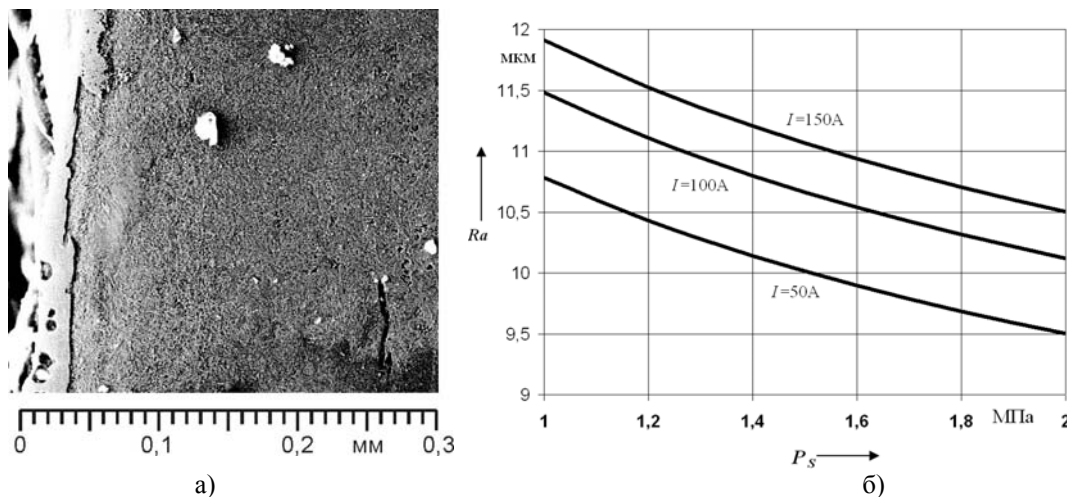


Рисунок 4 – Структура поверхні загартованої матриці зі сталі Х12М після РОД, зворотна полярність (а), залежність шорсткості поверхні Ra від статичного тиску робочої рідини P_S та сили технологічного струму I (б)

Таким чином, при виготовленні спряжених пар робочих деталей розділових штампів способом РОД СКЗ ЕІ, при застосуванні зворотної полярності електродів при значеннях сили технологічного струму $I=50\ldots 150\text{А}$ та статичного тиску робочої рідини

$P_S=1\dots2\text{МПа}$, забезпечується необхідна шорсткість поверхні цих деталей та величина зони термічного впливу.

Описано фізичний механізм електричної ерозії в умовах РОД СКЗ ЕІ, що забезпечує необхідні технологічні характеристики зазначеного процесу отримання спряжених пар робочих деталей розділових штампів та підвищити їх стійкість. Описано якість джерел тепла при значеннях сили технологічного струму $I=50\dots150\text{А}$ та статичного тиску робочої рідини $P_S=1\dots2\text{МПа}$, зокрема, значення суми падіння напруги біля анода і катода складає $U_{a+k}=14\dots20\text{В}$, враховуючи, що джерела тепла біля анода і катода плоскі, то густина струму $j=4,5\cdot10^8\dots9,7\cdot10^8\text{А/м}^2$, напруженість електричного поля в стовпі дуги $E_c=0,8\cdot10^5\dots1,4\cdot10^5\text{В/м}$, поверхнева густина теплової потужності біля анода $q_a=3,2\cdot10^9\dots9,7\cdot10^9\text{Вт/м}^2$ і катода $q_k=3,2\cdot10^9\dots9,7\cdot10^9\text{Вт/м}^2$. Установлено, що при виготовленні способом РОД СКЗ ЕІ спряжених пар робочих деталей розділових штампів при використанні зворотної полярності електродів оптимальні якісні характеристики джерел тепла на електродах забезпечуються за рахунок варіювання сили технологічного струму в межах $I=50\dots150\text{А}$ та статичного тиску робочої рідини $P_S=1\dots2\text{МПа}$, що забезпечує необхідні якісні характеристики поверхні (шорсткість $Ra=3,1\dots12\text{мкм}$, зона термічного впливу $H=0\dots0,035\text{мм}$) спряжених пар робочих деталей розділових штампів. При необхідності величину зони термічного впливу і шорсткість робочої поверхні пуансона і матриці зменшують за рахунок збільшення статичного тиску робочої рідини.

Список літератури

1. Синяговский А.Ф. Определение начальной эксплуатационной шероховатости поверхности разделительных штампов при электроэрозионном изготовлении. Электрофизические и электрохимические методы обработки: Научно-технический реферативный сборник, - М: НИИмаш. 1983 №4.
2. Носуленко В. І. Розмірна обробка металів електричною дугою: Автореф. дис. д-ра техн. наук: 05.03.07. /Кіровоградський держ. техн. ун-т. – К., 1999. – 32 с.
3. Пат. №29603 Україна, МПК (2006) B23H 1/00. Спосіб електроерозійної обробки робочих спряжених пар штампів суміщеної дії / В. І. Носуленко, В. М. Шмельов, П. М. Великий, О. С. Чумаченко (Україна), - №u200704716; Заявл. 27.04.2007; Зареєст. 25.01.2008.

В. Шмельов

Особенности физического механизма электрической эрозии в условиях размерной обработки электрической дугой сопрягающих пар рабочих деталей разделительных штампов

Описаны особенности физического механизма электрической эрозии, в частности качественные характеристики источников тепла на электродах, в условиях размерной обработки электрической дугой сопрягающихся пар рабочих деталей разделительных штампов. Показано, что при указанных условиях обеспечиваются оптимальные характеристики поверхности рабочих деталей разделительных штампов, такие как шероховатость обработанной поверхности и зона термического влияния, а также точность изготовления сопрягаемых деталей.

V. Shmelyov

Features of physical mechanism of electric erosion in the conditions of size treatment of conjugating pair of workings details of dividing stamps a voltaic arc

Features of physical mechanism of electric erosion are, in particular high-quality descriptions of sources of heat on electrodes, in the conditions of size treatment of the attended pair of workings details of dividing stamps a voltaic arc. It is shown, that under the specified conditions optimum characteristics of a surface of working details of dividing stamps, such as a roughness of the processed surface and a zone of thermal influence, and also accuracy of manufacturing of interfaced details are provided.

Одержано 31.03.11

УДК 621.9.06

І.І. Павленко, проф., д-р техн. наук, Д.В. Вахніченко, асп., М.О. Годунко, асп.
 Кіровоградський національний технічний університет

Аналіз впливу конструктивних параметрів МПК на рух платформи під кутом

В статті досліджується вплив конструктивних параметрів механізмів з паралельною кінематикою на функціональні їх можливості.

верстат, гексапод, МПК, ВПК, верстат з паралельною кінематикою

Верстати з паралельною кінематикою (ВПК) мають перспективу використання при обробці деталей складної форми, де необхідні рухи інструменту в різних напрямках, під різними кутами. Механізми з паралельною кінематикою (МПК) є основою виконання таких верстатів. При проектуванні механізмів з паралельною кінематикою важливо визначити найбільш раціональні конструктивні параметри його основних елементів. При вирішенні цієї задачі треба враховувати умову ефективного функціонування верстата, тобто здійснення ним необхідних технологічних рухів, які реалізуються відповідним переміщенням та орієнтацією виконавчого органу [1,2]. Найбільш поширеним конструктивним виконанням ВПК є верстати-гексаподи.

Пропонується оцінювати функціонування ВПК, виходячи з умов реалізації рухів під кутом, що наприклад необхідно для обробки отворів під кутом, де рухома платформа здійснює відповідний рух подачі.

В цих дослідженнях пропонується варіант, коли зміна положення рухомої платформи досягається її відхилення на кут від осі симетрії.

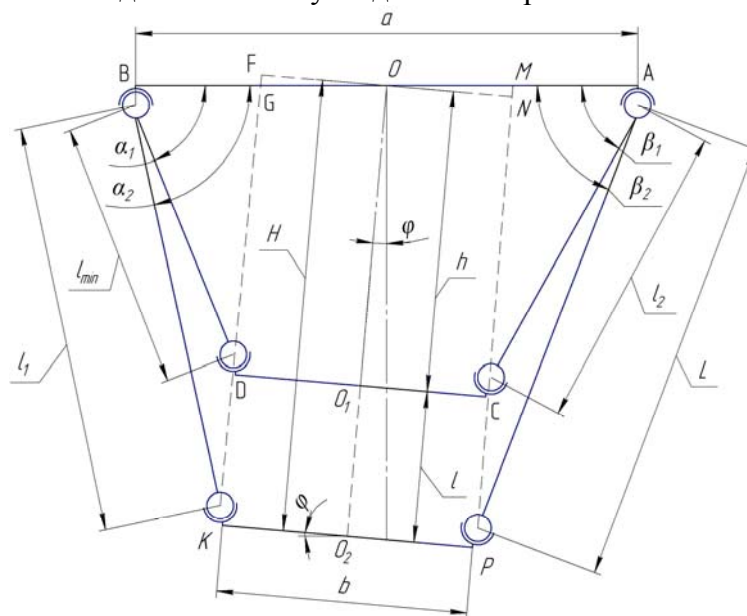


Рисунок 1 – Розрахункова схема гексапода

де a, b - відповідно розмір (діаметр) нерухомої та рухомої платформ;

L - максимальна довжина штанги;

l_{\min} - мінімальна довжина штанги;

l_i - поточна довжина штанги;
 l - величина переміщення рухомої платформи;
 h - мінімальне положення рухомої платформи гексапода ($h = OO_1$);
 h_i - поточне положення рухомої платформи гексапода;
 H - максимальне положення рухомої платформи гексапода ($H = OO_2$);
 α_1, β_1 - кути нахилу штанг при мінімальному зміщенні рухомої платформи від нерухомої;
 α_2, β_2 - кути нахилу штанг при максимальному зміщенні рухомої платформи від нерухомої;
 φ - кут нахилу рухомої платформи.

Із розрахункової схеми (рис.1) бачимо, що величина переміщення платформи визначається по руху її центру і позначається O_1O_2 . Переміщення l змінюється від нульового максимально втянутого положення до поточного положення гексаподу.

Оцінку впливу конструктивних параметрів верстату-гексаподу на величину переміщення під кутом будемо виконувати по розрахунковій схемі та показнику переміщень по лінії, як відносної величини:

$$K_{пл} = \frac{l}{L}. \quad (1)$$

У відповідності до схеми визначаємо мінімальне вихідне положення гексаподу $h = OO_1$:

Для DG за теоремою косинусів з трикутника BGD записуємо рівняння:

$$BD^2 = BG^2 + DG^2 - 2 \cdot BG \cdot DG \cdot \cos(90 - \varphi). \quad (2)$$

З трикутника OGF знаходимо:

$$OG = \frac{b}{2 \cos \varphi}; \quad (3)$$

$$BG = BO - OG = \frac{a}{2} - \frac{b}{2 \cos \varphi}. \quad (4)$$

Позначивши DG через x отримуємо рівняння:

$$l_{\min}^2 = \left(\frac{a}{2} - \frac{b}{2 \cos \varphi} \right)^2 + x^2 - 2x \left(\frac{a}{2} - \frac{b}{2 \cos \varphi} \right) \cos(90 - \varphi). \quad (5)$$

Розв'язуючи це квадратне рівняння визначаємо величину x :

$$x = \frac{1}{2} \left[\operatorname{tg} \varphi (a \cos \varphi - b) + \sqrt{4l_{\min}^2 - (a \cos \varphi - b)^2} \right]. \quad (6)$$

Для знаходження мінімальної величини положення гексапода h приймаємо:

$$h = OO_1 = DF = DG + GF. \quad (7)$$

Так як

$$GF = OG \sin \varphi = \frac{b}{2 \cos \varphi} \sin \varphi = \frac{b}{2} \operatorname{tg} \varphi, \quad (8)$$

то

$$h = \frac{1}{2} \left[\operatorname{tg} \varphi (a \cos \varphi - b) + \sqrt{4l_{\min}^2 - (a \cos \varphi - b)^2} \right] + \frac{b}{2} \operatorname{tg} \varphi. \quad (9)$$

Подібно визначаємо максимальне положення гексаподу H :

$$H = \frac{1}{2} \left[\sqrt{4L^2 - (a \cos \varphi - b)^2} - \operatorname{tg} \varphi (a \cos \varphi - b) \right] - \frac{b}{2} \operatorname{tg} \varphi. \quad (10)$$

Величина переміщення платформи l буде:

$$\begin{aligned} l = H - h &= \frac{1}{2} \left[\sqrt{4L^2 - (a \cos \varphi - b)^2} - \operatorname{tg} \varphi (a \cos \varphi - b) \right] - \frac{b}{2} \operatorname{tg} \varphi - \\ &- \frac{1}{2} \left[\operatorname{tg} \varphi (a \cos \varphi - b) + \sqrt{4l_{\min}^2 - (a \cos \varphi - b)^2} \right] - \frac{b}{2} \operatorname{tg} \varphi = \\ &= \frac{1}{2} \left[\sqrt{4L^2 - (a \cos \varphi - b)^2} - \sqrt{4l_{\min}^2 - (a \cos \varphi - b)^2} \right] - a \sin \varphi. \end{aligned} \quad (11)$$

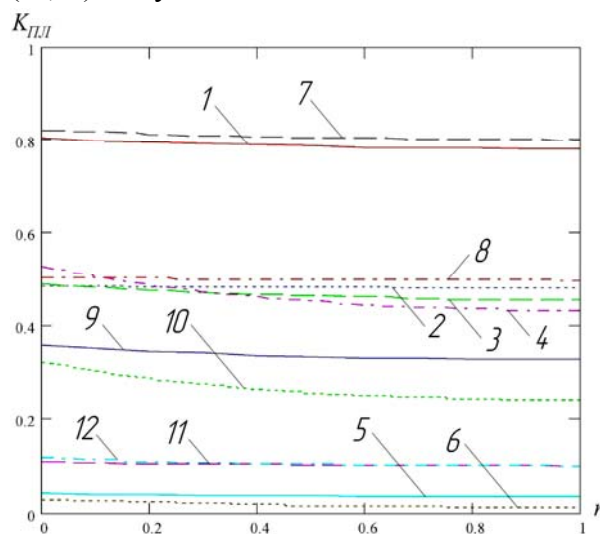
Вводимо додаткові позначення:

- відношення розмірів платформ: $n = \frac{b}{a}$.
- відношення розміру нерухомої платформи до максимальної довжини штанг: $m = \frac{a}{L}$.
- відношення переміщення короткої (лівої) штанги до максимальної (в даному випадку - правої) довжини штанг: $i = \frac{l_{\min}}{L}$.

За умови цих позначень переміщення платформи гексапода визначається:

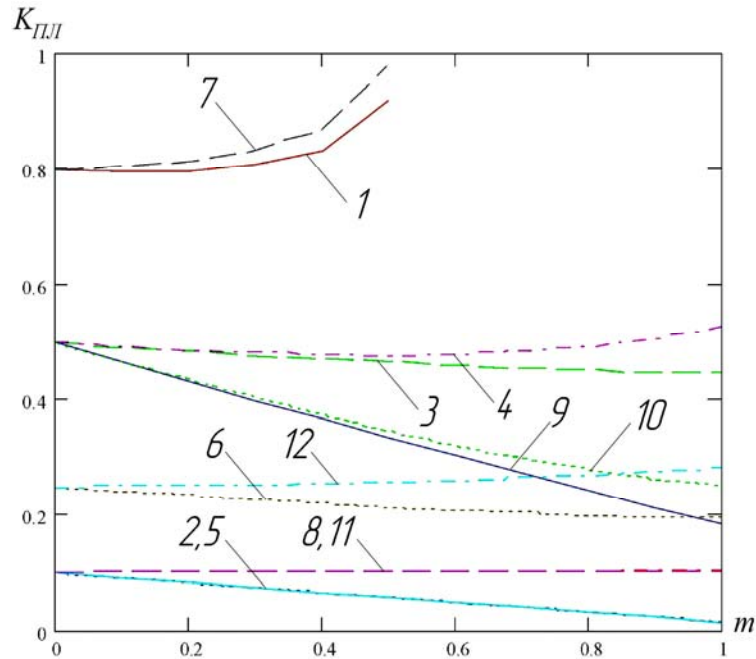
$$l = L \left[\sqrt{1 - m^2 \left(\frac{\cos \varphi - n}{2} \right)^2} - \sqrt{4i^2 - m^2 \left(\frac{\cos \varphi - n}{2} \right)^2} - m \sin \varphi \right]. \quad (12)$$

Розглянемо вплив основних геометричних параметрів на рухові можливості гексапода, а саме на показник переміщення по лінії $K_{ПЛ}$ і визначимо її залежність від довжини штанг (L), величини відносного її руху (i) та конструктивно-геометричних параметрів гексапода (m, n). Результати цих досліджень наведені на Рис.2...Рис.5.



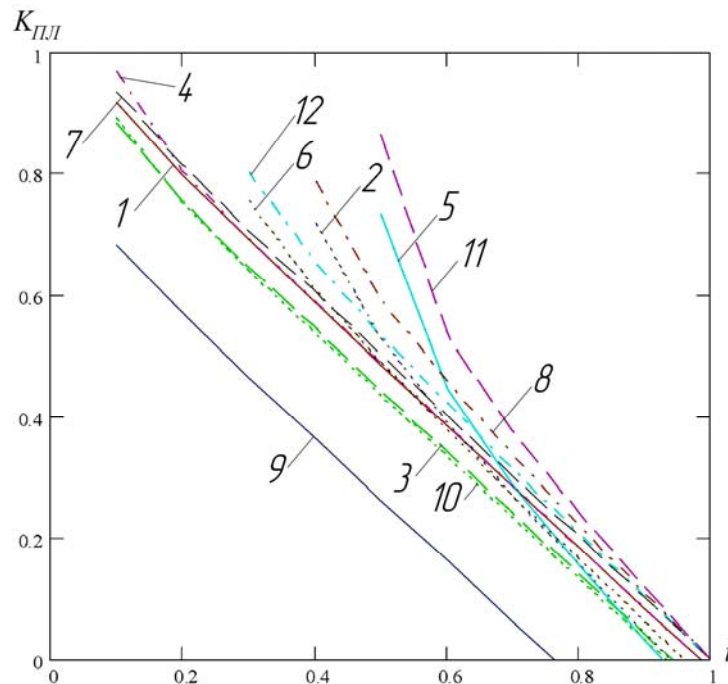
1. $m=0,2; i=0,2; \varphi=5^\circ$; 2. $m=0,2; i=0,5; \varphi=5^\circ$; 3. $m=0,5; i=0,5; \varphi=5^\circ$; 4. $m=0,75; i=0,5; \varphi=5^\circ$;
 5. $m=0,75; i=0,9; \varphi=5^\circ$; 6. $m=1,0; i=0,9; \varphi=5^\circ$; 7. $m=0,2; i=0,2; \varphi=0^\circ$; 8. $m=0,2; i=0,5; \varphi=0^\circ$;
 9. $m=0,5; i=0,5; \varphi=20^\circ$; 10. $m=0,75; i=0,5; \varphi=20^\circ$; 11. $m=0,75; i=0,9; \varphi=0^\circ$; 12. $m=1,0; i=0,9; \varphi=0^\circ$

Рисунок 2 – Графік впливу відношення розмірів платформ на відносну величину переміщення $K_{ПЛ}$



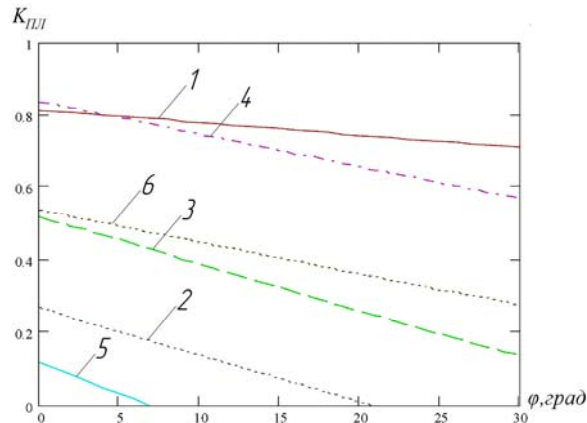
1. $n=0,2; i=0,2; \varphi=5^\circ$; 2. $n=0,5; i=0,9; \varphi=5^\circ$; 3. $n=0,5; i=0,5; \varphi=5^\circ$; 4. $n=0,2; i=0,5; \varphi=5^\circ$;
 5. $n=0,75; i=0,9; \varphi=5^\circ$; 6. $n=0,2; i=0,75; \varphi=5^\circ$; 7. $n=0,2; i=0,2; \varphi=0^\circ$; 8. $n=0,5; i=0,9; \varphi=0^\circ$;
 9. $n=0,5; i=0,5; \varphi=20^\circ$; 10. $n=0,2; i=0,5; \varphi=20^\circ$; 11. $n=0,75; i=0,9; \varphi=0^\circ$; 12. $n=0,2; i=0,75; \varphi=0^\circ$

Рисунок 3 – Графік впливу відношення розміру нерухокої платформи до довжини штанг на відносну величину переміщення $K_{ПЛ}$



1. $m=0,2; n=0,2; \varphi=5^\circ$; 2. $m=0,75; n=0,2; \varphi=5^\circ$; 3. $m=0,75; n=0,5; \varphi=5^\circ$; 4. $m=0,5; n=0,5; \varphi=5^\circ$;
 5. $m=1,0; n=0; \varphi=5^\circ$; 6. $m=0,5; n=0; \varphi=5^\circ$; 7. $m=0,2; n=0,2; \varphi=0^\circ$; 8. $m=0,75; n=0,2; \varphi=0^\circ$;
 9. $m=0,75; n=0,5; \varphi=20^\circ$; 10. $m=0,5; n=0,5; \varphi=20^\circ$; 11. $m=1,0; n=0; \varphi=0^\circ$; 12. $m=0,5; n=0; \varphi=0^\circ$

Рисунок 4 – Графік впливу відносної величини руху штанг на відносну величину переміщення $K_{ПЛ}$



1. $m=0,2; n=0,2; i=0,2$; 2. $m=0,75; n=0,2; i=0,75$; 3. $m=0,75; n=0,5; i=0,5$; 4. $m=0,5; n=0,5; i=0,2$;
5. $m=1,0; n=0; i=0,9$; 6. $m=0,5; n=0; i=0,5$

Рисунок 5 – Графік впливу кута під яким рухається платформа на відносну величину переміщення $K_{пл}$

Проаналізувавши отримані залежності, можна зробити наступні висновки:

1. З графіка впливу відношення платформ на величину переміщення по лінії (рис.2) видно, що доцільно зменшити розмір рухомої платформи до $n \leq 0,6$;

2. З графіка впливу відношення нерухомої платформи до довжини штанг на величину переміщення по лінії (рис.3) можна зробити висновок, що вплив m на $K_{пл}$ при різних співвідношеннях має змінний характер. При малих значеннях n, i та φ величина $m \geq 0,4$;

3. З графіка впливу відносної величини руху штанг на величину переміщення по лінії (рис.4) видно, що чим більше переміщення штанг i , тим більше переміщення рухомої платформи;

4. Вплив кута під яким рухається платформа на величину переміщення по лінії (рис.5) показує, що чим більше кут нахилу платформи (φ) тим менша величина її переміщення ($K_{пл}$).

Список літератури

1. Паленко І.І. Промислові роботи: основи розрахунку та проектування. – Кіровоград: КНТУ, 2007. – 420 с.
2. Паленко І.І., Валявський І.А. Рухові характеристики верстатів з паралельною кінематикою. / Паленко І.І., Валявський І.А. – Кіровоград: КНТУ, 2008. – С.304-310. - (Збірник наукових праць КНТУ. Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація; вип. 21).
3. Паленко І.І., Валявський І.А. Дослідження впливу конструктивних параметрів механізму паралельної структури на функціональні можливості верстата з паралельною кінематикою. / Павленко І.І., Валявський І.А. – Кіровоград: КНТУ, 2008.-С.284-287.- (Загальнодержавний міжвідомчий науково-технічний збірник. Конструювання, виробництво та експлуатація сільськогосподарських машин; вип. 38 ч.1).

І.Павленко, Д.Вахніченко

Анализ влияния конструктивных параметров МПК на движение платформы под углом

В статье рассматривается влияние конструктивных параметров механизмов с параллельной кинематикой на функциональные их возможности.

I.Pavlenko, D. Vakhnichenko

The analysis of influence of design data MPK on platform movement at an angle

Influence of structural parameters of parallel structure mechanism on hexapod functional possibilities in the article.

Одержано 31.03.11

УДК 631.227:681.311

М.А. Зиновик, проф., д-р хим. наук, Е.В. Зиновик, канд. хим. наук
Кировоградский национальный технический университет

Влияние условий термической обработки на структуру и функциональные свойства ферритовых элементов электроавтоматики

Исследовано влияние условий синтеза на структуру и электромагнитные параметры элементов памяти, изготовленных из ферритового материала промышленной марки 0,16 Вт. Показано, что охлаждение на воздухе сопровождается изменением свойств образцов вследствие образования в пределах фазовой гомогенности дефектных твердых растворов и вторичной микроструктуры. Найдено, что максимальный выход годных элементов (61%) обеспечивает синтез на воздухе по режиму: спекание при 1603 К, 3 ч, закалка сжатым воздухом от 1273 К после часовой выдержки и последующий отжиг при 673 К в течение 20 ч.

ферриты, элементы памяти, спекание, отжиг, микроструктура, параметр кристаллической решетки, намагниченность, коэрцитивная сила, индукция, полезный сигнал, помеха

При создании автоматизированных систем управления различными процессами в промышленности и сельском хозяйстве применяют переключающие и логические устройства, работающие на использовании функциональных свойств элементов памяти. Последние должны обладать прямоугольной петлей магнитного гистерезиса, низкой коэрцитивной силой и сравнительно высокой магнитной индукцией. Такое сочетание свойств обеспечивают, в частности, ферриты системы Mg-Mn-Zn-Ca-Fe-O [1]. Вместе с тем высокая чувствительность свойств этих ферритов к условиям термообработки и охлаждения обуславливает широкий разброс электромагнитных параметров и недостаточный выход годных элементов памяти.

Целью настоящих исследований являлось повышение идентичности элементов по свойствам путем определения оптимальных условий термообработки и закалки.

В качестве объекта исследования выбран использующийся в электроавтоматике ферритовый материал промышленной марки 0,16 Вт состава (в мол. %): Fe_2O_3 – 37,6; MnO – 38,1; MgO – 9,3; ZnO – 11,7; CaO – 3,3 [1].

Подготовка образцов и методы исследования. Исследуемыми образцами служили тороиды с размерами $3,0 \times 1,5 \times 1,4$ мм, использующиеся в технике в качестве элементов памяти. Исходными компонентами служили: оксиды железа, магния, цинка и углекислые соли кальция и марганца (ч.д.а.). Смешивание и помол компонентов проводили в дистиллированной воде с помощью вибромельницы М10 в течение двух часов. Затем смесь сушили и 6 ч. обжигали на воздухе в никелевом противне при 1173 К. В полученную шихту добавляли 12 % 10%-го водного раствора поливинилового спирта и тщательно растирали в ступке. После этого на ситах отделяли пыль и крупную фракцию, а из средней фракции прессовали тороидальные элементы на автоматическом прессе при удельном давлении, равном 8 т/см^2 . Спекали образцы на воздухе при 1473 – 1653 К в течение 3 ч. Скорость нагревания печи до температуры спекания и охлаждения до температуры закалки составляла ≈ 200 град/час. Закаливали образцы от 1653 – 1173 К. Закалку осуществляли: 1) путем перемещения образцов из печи на воздух и охлаждения до комнатной температуры вместе с никелевым противнем; 2) охлаждением струей сжатого воздуха в закалочном устройстве, куда быстро высыпали образцы из противня. Часть образцов от 1473 К охлаждали вместе с печью в вакууме, где остаточное давление воздушной смеси составляло 1 мм рт. ст.

Рентгенографический анализ образцов после различных термообработок проводили по методу Дебая на аппарате УРС-55 в камерах ВРС-3 и РКД диаметром 114,6 и 57,3 мм. Использовали Fe K_α -излучение. Параметры кристаллических решеток рассчитывали по экстраполяционной формуле $\cos^2\theta$ [2]. Точность составляла $\pm 0,003^\circ$. Идентификацию фаз осуществляли путем сравнения рассчитанных межплоскостных расстояний с табличными [2].

Фазовый состав, кроме того, контролировали микроструктурным анализом, который проводили на микроскопе МИМ-7. Шлифы готовили следующим образом: образцы запрессовывали в матрицу с помощью порошка АКР-7, шлифовали последовательно порошком М 20, М 14, М 7 и М 3, а затем полировали 2-3 ч. на мягком сукне водной суспензией отмученной окиси хрома. Структуру выявляли травлением 5-15% водным раствором плавиковой кислоты.

Коэрцитивную силу H_c , магнитную индукцию B_m и коэффициент прямоугольности петли магнитного гистерезиса B_r/B_m (B_r – остаточная индукция при $H_m=0$) образцов измеряли в магнитном поле $H_m=143$ А/м баллистическим методом [3]. Намагниченность также определяли на баллистической установке методом вталкивания образцов в межполюсное пространство электромагнита при напряженности магнитного поля до $8 \cdot 10^5$ А/м [4]. Результаты сопоставляли с эталонными, которые получали от измерения особо чистого никеля. Относительная точность измерений вблизи комнатной температуры составляла $\pm 3\%$.

Импульсные характеристики (полезный сигнал E_1 и помеху E_0) также измеряли при $H_m=143$ А/м. Их величины являются среднеарифметическими значениями десяти измеренных образцов.

Об идентичности элементов после каждой термообработки судили по проценту выхода годных W при автоматической разбраковке 100 образцов по выходным сигналам заданной величины в режиме оптимальной токовой программы [5, 6].

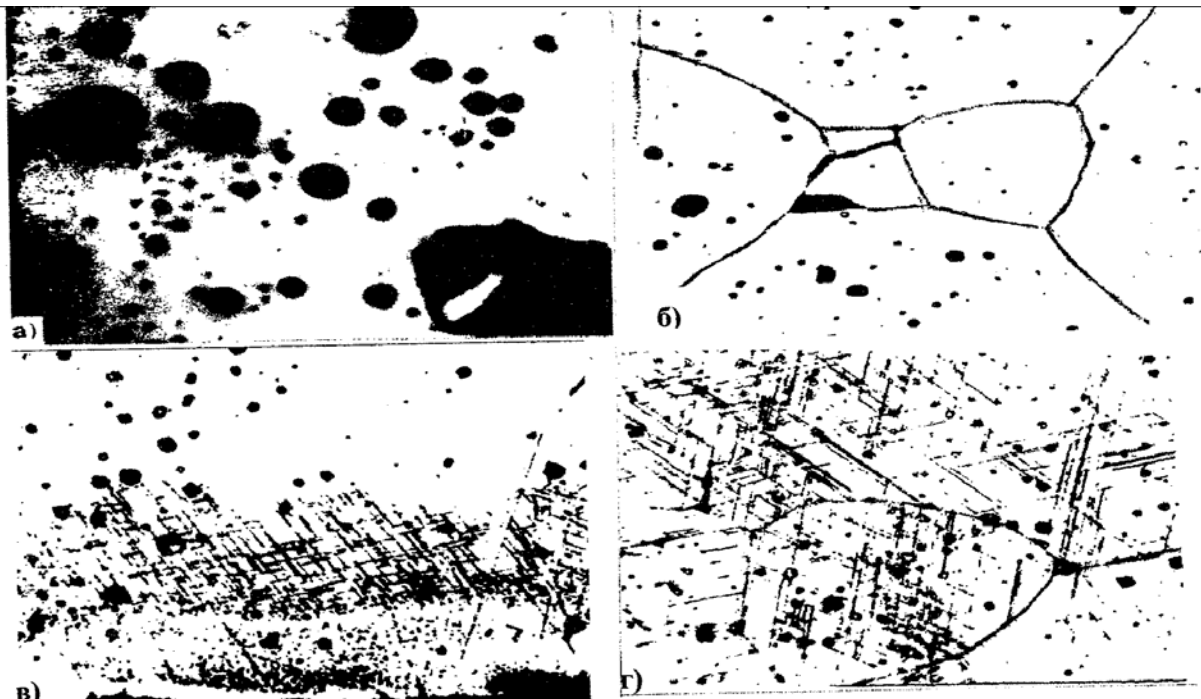
Результаты исследований. Рентгенографический анализ показал, что все образцы, спеченные на воздухе при 1473 – 1653 К, не зависимо от температуры закалки, скорости и способа охлаждения (табл.1), являются однофазными и имеют кубическую кристаллическую решетку типа шпинели MgAl_2O_4 . Фазовая однородность образцов подтверждается и одинаковым (в пределах точности измерений) значением их удельной намагниченности σ_{298K} в поле насыщения (табл.1). Однако в малых полях для медленно охлажденных на воздухе (вместе с печью) образцов σ_{298K} приблизительно на порядок меньше, чем для быстро охлажденных (с противнем) на воздухе или медленно охлажденных в вакууме.

Представленные в табл.1 значения параметра кристаллической решетки a свидетельствуют о том, что они изменяются при сохранении фазовой однородности образцов. Так, повышение температуры обжига в пределах 1473 – 1653 К сопровождается увеличением a от 8,491 до 8,506 Å, а снижение температуры закалки – уменьшением a и тем более значительным, чем выше температура спекания.

Микроструктурный анализ приведенных в табл.1 образцов также показал, что они однофазны (рис., а). Однако травление шлифов в течение 20-30 минут 5-ти процентным водным раствором плавиковой кислоты выявило в них различную микроструктуру (рис., б – г).

Таблица 1 – Влияние температуры спекания и способа охлаждения образцов на их удельную намагниченность и параметр кристаллической решетки

| Темпера- тура спекания, К | Условия закалики | | Параметр решетки $a, \overset{o}{\text{Å}}$ | Удельная намагниченность σ_{298K} при 298 К (Тл·см ³ /г) и напряженности поля, А/м | | |
|------------------------------------|------------------------|---------------------------|---|--|-----------------------|-------------------------------------|
| | Темпе- ратура, К | Способ охлаждения | | 3·10 ² | 1·10 ³ | 8·10 ⁵ (на - сыщение) |
| | | | | | | |
| 1473,3 ч. | 1473 | С противнем на воздухе | 8,491 | — | — | — |
| 1603,3 ч. | 1603 | То же | 8,500 | 40,1·10 ⁻⁴ | 45,2·10 ⁻⁴ | 57·10 ⁻⁴ |
| | 1603 | С печью на воздухе | 8,497 | 5,3·10 ⁻⁴ | 19,9·10 ⁻⁴ | 56,2·10 ⁻⁴ |
| | 1473 | С противнем на воздухе | 8,502 | — | — | — |
| | 1473 | Сжатым воздухом | 8,504 | — | — | — |
| | 1473 | С печью в вакууме | 8,506 | 41·10 ⁻⁴ | 44,9·10 ⁻⁴ | 56,7·10 ⁻⁴ |
| | 1273 | С противнем на воздухе | 8,501 | 39,8·10 ⁻⁴ | 45,2·10 ⁻⁴ | 57·10 ⁻⁴ |
| | 1223 | То же | 8,501 | — | — | — |
| | 1173 | То же | 8,497 | — | — | — |
| 1653,3 ч. | 1653 | То же | 8,506 | — | — | — |
| | 1473 | То же | 8,506 | — | — | — |
| | 1273 | То же | 8,500 | — | — | — |
| | 1223 | То же | 8,492 | — | — | — |



а) – до травления шлифов; б-г) – после травления шлифов (б) – заковка от 1273 К, в) – заковка от 1223 К, г) – медленное охлаждение с печью до комнатной температуры на воздухе)

Рисунок – Микроструктура однофазных образцов (×1000)

Так, для образцов, закаленных от 1653 до 1273К или охлажденных до комнатной температуры в вакууме, характерна обычная микроструктура с четко выраженными границами поликристаллов (рис., б). Величина последних колеблется в пределах 0,02 – 0,15 мм. В образцах же, закаленных от температур ниже 1273 К, обнаружена после травления вторичная микроструктура, которая возникает на поверхности (рис., в), а в случае медленного охлаждения до комнатной температуры на воздухе распространяется на весь образец (рис., г). После повторного спекания и закалки от более высоких температур вторичная микроструктура исчезает, и все свойства образцов возвращаются к величинам, характерным для данного режима термообработки.

Влияние условий охлаждения, температуры закалки и последующего отжига при 673К на магнитные свойства и импульсные характеристики образцов показано в табл.2.

Таблица 2 – Зависимость магнитных свойств и импульсных характеристик образцов от их способа охлаждения, температуры закалки и последующего отжига. Спекание на воздухе при 1603 К, 3 ч

| Способ охлаждения и температура закалки, К | Среда отжига при 673 К, 20ч | $H_m=143$ А/м | | | | | |
|--|-----------------------------|-------------------------------|-------------------------------|---------------------------------------|---------------------------------|--|--------------------------------|
| | | Коэрцитивная сила H_C , А/м | Магнитная индукция B_m , Тл | Коэффициент прямоугольности B_r/B_m | Полезный сигнал E_1 , мВ/вит. | Отношение полезного сигнала к помехе E_1/E_0 | Выход годных элементов W , % |
| На воздухе с противнем от: 1603 | * | 11,9 | 0,220 | 0,89 | 2080 | 16,7 | 10 |
| 1473 | * | 11,1 | 0,232 | 0,92 | 2100 | 19,1 | 20 |
| 1473 | воздух | 10,3 | 0,233 | 0,92 | 2200 | 20,0 | 25 |
| 1273 | * | 13,5 | 0,230 | 0,92 | 2100 | 19,1 | 35 |
| 1273 | воздух | 12,7 | 0,232 | 0,93 | 2200 | 20,0 | 37 |
| 1273 | кислород | 12,7 | 0,231 | 0,93 | 2200 | 20,0 | 36 |
| 1273 | вакуум | 12,7 | 0,232 | 0,92 | 2250 | 20,1 | 42 |
| 1223 | * | 15,1 | 0,199 | 0,83 | 1730 | 13,2 | 0 |
| В вакууме от: 1473 | * | 11,9 | 0,237 | 0,91 | 2200 | 18,6 | 20 |
| 1473 | воздух | 11,9 | 0,235 | 0,91 | 2200 | 18,6 | 21 |
| Сжатым воздухом от: 1473 | * | 11,1 | 0,224 | 0,92 | 2000 | 18,2 | 17 |
| 1473 | воздух | 10,3 | 0,231 | 0,93 | 2200 | 20,0 | 26 |
| 1273 | * | 14,2 | 0,221 | 0,91 | 1980 | 17,3 | 16 |
| 1273 | воздух | 12,5 | 0,232 | 0,93 | 2220 | 21,2 | 43 |
| 1273, 1 ч** | * | 14,4 | 0,223 | 0,91 | 2050 | 18,3 | 28 |
| 1273, 1 ч** | воздух | 12,7 | 0,231 | 0,94 | 2210 | 21,6 | 61 |

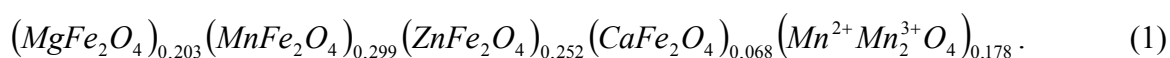
* Отжиг не проводили

** Перед закалкой образцы выдерживали при этой температуре в течение 1 ч.

Данные таблицы 2 позволяют сделать следующие заключения:

- для образцов, охлажденных на воздухе вместе с противнем, снижение температуры закалки от 1603 до 1473 К вызывает некоторое уменьшение H_C и увеличение B_m , B_r/B_m , отношения полезного сигнала к помехе E_1/E_0 и выхода годных элементов W ;
- при снижении температуры закалки до 1273 К заметен рост H_C и W , ниже 1273К резко ухудшаются все магнитные характеристики; при охлаждении в вакууме этого не происходит;
- закалка сжатым воздухом по сравнению с охлаждением с противнем (при одинаковой температуре закалки) приводит к небольшому увеличению H_C и уменьшению B_m , E_1 , W , E_1/E_0 ;
- выдержка в течение 1 ч при температуре закалки позволяет существенно увеличить выход годных элементов;
- отжиг при 673 К положительно сказывается на магнитных свойствах и импульсных характеристиках всех образцов; максимальный выход годных (61%) удалось получить на образцах, закаленных сжатым воздухом после часовой выдержки при 1273 К и последующего отжига при 673 К в течение 20 ч.

Обсуждение результатов. Так как образцы имели однофазную шпинельную структуру, а соотношение оксидов в исходной смеси не соответствовало стехиометрической формуле $Me^{2+} \cdot Me_2^{3+} O_4$, характерной для шпинельного оксида, следует считать, что при синтезе часть закиси марганца окислялась до $Mn^{2+} Mn_2^{3+} O_4 (Mn_3 O_4)$ и переходила в шпинельный твердый раствор. В этом случае исследуемый феррит можно представить формулой:



Для проверки формулы (1) используем правило аддитивности для параметра решетки. Его справедливость для твердого раствора, описываемого формулой (1), можно подтвердить лишь согласием экспериментального значения a , с рассчитанным a_p по формуле

$$a_p = a_1 \cdot 0,203 + a_2 \cdot 0,299 + a_3 \cdot 0,252 + a_4 \cdot 0,068 + a_5 \cdot 0,178 . \quad (2)$$

Здесь a_1 – значение параметра решетки $MgFe_2 O_4$, который в зависимости от скорости охлаждения колеблется в пределах $8,380 - 8,400 \text{ \AA} [6,7]$, $a_2(MnFe_2 O_4)=8,513$, $a_3(ZnFe_2 O_4)=8,442$, $a_5(Mn^{2+} Mn_2^{3+} O_4)=8,558 [6]$, $a_4(CaFe_2 O_4)=8,603 \text{ \AA} [8]$.

Рассчитанный по (2) параметр решетки для спеченного и закаленного при 1473К образца ($a_1=8,400 \text{ \AA}$) состава (1) равен $8,487 \pm 0,003 \text{ \AA}$ и согласуется с $a_s=8,491 \pm 0,003 \text{ \AA}$, (табл.1), что подтверждает справедливость формулы (1).

Опытные данные (табл.1) показывают, что дальнейшее повышение температуры спекания сопровождается повышением a от $8,491$ до $8,506 \text{ \AA}$, что может быть следствием увеличения параметра решетки $MgFe_2 O_4$ и частичной сублимации окиси цинка, наблюдавшейся в [1]. В последнем случае освобождающийся оксид железа взаимодействует с закисью марганца, образует $MnFe_2 O_4$ с большим, чем у $ZnFe_2 O_4$ значением a , и параметр решетки твердого раствора увеличивается.

Уменьшение параметра решетки при снижении температуры закалки (табл.1) может происходить как из-за изменения a $MgFe_2 O_4$, так и за счет образования в

октаэдрических узлах решетки шпинельного твердого раствора некоторого количества вакансий. Действительно, из формулы (1) следует, что в твердом растворе присутствует большое количество Mn^{2+} . При охлаждении образцов на воздухе протекает окислительный процесс и часть Mn^{2+} переходит в Mn^{3+} . Образуется нестехиометрический шпинельный раствор типа $Me_3O_{4+\gamma}$ с катионными вакансиями, уменьшающимися a [1,6]. Это заключение, а также незначительное влияние уменьшения a $MgFe_2O_4$ при снижении температуры закалки подтверждаются экспериментально – при охлаждении в вакууме уменьшения параметра решетки не наблюдается (табл.1).

Изменение дефектности является причиной изменения и магнитных свойств в зависимости от условий охлаждения (табл.2). При охлаждении на воздухе ниже 1273 К, кроме того, имеет место образование внутри кристаллитов вторичной микроструктуры (рис., в, г). На этих микронеоднородностях возникают дополнительные внутренние размагничивающие поля, поэтому в рабочих полях ($H_m = 143$ А/м) образцы отличаются малой σ_{298K} , перемагничиваются по частной петле магнитного гистерезиса и имеют низкие значения электромагнитных параметров. Возникновение вторичной микроструктуры можно объяснить трудностью окисления твердого раствора при температурах ниже 1273 К, когда упругость кристаллической решетки настолько возрастает, что окисление становится возможным только по наиболее доступным местам: с поверхности образца, по плоскостям спайности, вблизи пор и т.п. В итоге в этих местах образуется твердый раствор более высокой дефектности, характеризующийся меньшей сопротивляемостью травителю по сравнению с основной матрицей раствора.

Так как магнитные свойства и импульсные характеристики образцов зависят от скорости их охлаждения на воздухе, то различие образцов по электромагнитным параметрам можно, в частности, объяснить неравномерным их окислением. Поэтому для увеличения выхода годных элементов оказались оправданными выдержка в течение 1 ч. при температуре закалки и быстрая закалка сжатым воздухом. Последующий отжиг при 673 К позволил снять механические напряжения в образцах, вызванные резкой закалкой, и получить максимальный выход годных (61%).

Выводы. Изменение структуры и магнитных характеристик элементов памяти при охлаждении на воздухе до 1273 К вызвано их окислением и формированием вследствие этого твердого раствора с повышенной концентрацией катионных вакансий. При меньших температурах все магнитные параметры элементов резко ухудшаются из-за образования в них (в пределах фазовой однородности) вторичной микроструктуры, а не распада твердого раствора на отдельные фазы, как считалось ранее [1]. Вторичная микроструктура имеет обратимый характер, поэтому забракованные в производстве по этой причине элементы можно довести до годных повторным синтезом. Проведенные исследования позволили установить причину различия элементов по электромагнитным параметрам, которой, в частности, является неравномерное их окисление. Найдено, что максимальный (до 61%) выход годных элементов обеспечивает синтез на воздухе по следующему режиму: спекание при 1603, 3 ч, закалка сжатым воздухом от 1273 К после часовой выдержки и последующий отжиг при 1603 К в течение 20 ч.

Список литературы

1. Рабкин Л.И. Ферриты / Рабкин Л.И., Соскин С.А., Эпштейн Б.Ш. – Л.: Энергия, 1968. – 384 с., ил.
2. Миркин Л.И. Справочник по рентгеноструктурному анализу поликристаллов / Миркин Л.И. – М.: Госфазматиздат, 1961. – 451 с., ил.
3. Иоффе А.Ф. Измерение параметров ферритовых сердечников с прямоугольной петлей гистерезиса / Иоффе А.Ф., Филинов Е.Н. – М. – Л.: Госэнергоиздат, 1963. – 253 с., ил.
4. Кифер И.И. Испытания ферромагнитных материалов / Кифер И.И. – М.: Энергия, 1969. – 360 с., ил.
5. Нормаль радиоэлектроники и электронной техники НО. 030.003, 1963.

6. Зиновик М.А. Физико-химический анализ многокомпонентных оксидов со структурой шпинели, содержащих катионы с переменной валентностью: дис. ...доктора хим. наук / Зиновик М.А. – Свердловск, 1985. – 451 с., ил.
7. Щепеткин А.А. Фазовые равновесия в системах $Me_1 - Me_2 - Fe - O$ и кристаллохимия сложных феррошпинелей: автореферат дис. ...доктора хим. наук/ Щепеткин А.А. – Свердловск, 1973. – 50с., ил.
8. Щепеткин А.А. О кристаллохимических особенностях магнитмарганцевых ферритов с добавками цинка и кальция / Щепеткин А.А., Крутиков Р.А., Чуфаров Г.И.// Известия АН СССР. Неорганические материалы, 1966, т.2, №9. – С.1709-1711.

М. Зіновік, О. Зіновік

Вплив умов термічної обробки на структуру і функціональні властивості феритових елементів електроавтоматики

Досліджено вплив умов синтезу на структуру і електромагнітні параметри елементів пам'яті, виготовлених із феритового матеріалу промислової марки 0,16 Вт. Показано, що охолодження на повітрі супроводжується зміною властивостей зразків внаслідок утворення в межах фазової гомогенності дефектних твердих розчинів і вторинної мікроструктури. Знайдено, що максимальний вихід придатних елементів (61%) забезпечує синтез на повітрі по режиму: спікання при 1603 К, 3 год., гартування стиснутим повітрям від 1273 К після годинної витримки і подальший відпал при 673 К на протязі 20 год.

M. Zinovik, E. Zinovik

Thermo treatment type influence upon structure and functional properties of ferrite elements for power automatics

We have studied influence of synthesis conditions upon structure and powermagnetic parameters of memory elements made of ferrite material of 0,16 Bt industrial brand. It was shown that air cooling is accompanied by properties changes in patterns due to forming faulty solid solutions and secondary microstructure within the limits of phase homogeneity. It was found that maximum output of valid elements (61%) provides synthesis in the open air under the regime: baking under 1603 K, for 3 h, hardening by pressed air from 1273 K after an hour's exposure and further kilning under 1603 K for 20 h.

Одержано 31.03.11

УДК 621.9.06-112

А.І. Гречка, доц., канд. техн. наук

Кіровоградський національний технічний університет

Синтез математичної моделі функціонування пінольних механізмів з прямокутною формою напрямних

В статті наведено просторову схему навантаження та математичну модель функціонування пінольних механізмів агрегатно-модульного технологічного обладнання у випадку прямокутної форми поперечного перерізу напрямних. Проведено дослідження впливу основних конструктивно-геометричних параметрів схеми навантаження даних механізмів на критерії їх точності та навантажувальної здатності. Приведено рекомендації щодо вибору оптимальних параметрів пінольних механізмів.

схема навантаження, математична модель, пінольний механізм, точність, навантажувальна здатність

Пінольні механізми здобули широке розповсюдження у силових вузлах металорізальних верстатів як виконавчі органи приводів подач, зокрема у свердильних верстатах, агрегатно-модульному технологічному обладнанні. Найбільш розповсюдженою формою напрямних таких механізмів являється циліндрична, однак поряд з її перевагами даній формі притаманний такий суттєвий недолік, як складність регулювання зазору в напрямних. Відтак, по мірі спрацьовування напрямних зазор збільшуватиметься, і весь вузол стане непридатним для експлуатації. Однак у пінольних механізмах з рядом інших форм напрямних даний недолік відсутній. Серед них вагоме місце посідає прямокутна форма зважаючи на її простоту.

Відомо, що ефективність приводів подач у значній мірі залежить від характеристик їх вихідних органів [1]. До найважливіших характеристик пінольних механізмів як класу повзунових механізмів відносяться навантажувальна здатність та точність положення пінолі в напрямних. В той же час саме зазначені характеристики значною мірою визначають як енергоємність та матеріалоємність силових вузлів, так і продуктивність та точність процесу обробки. На даний момент прийнятих моделей, які б одночасно описували як точність, так і навантажувальну здатність пінольних механізмів з прямокутною формою напрямних, в літературі не наведено.

Є декілька показників, що кількісно виражають навантажувальну здатність будь-якого повзунного механізму. Наймістовнішими серед них є максимальні контактні тиски в напрямних і коефіцієнт передачі сил. Що стосується точності положення пінолі в напрямних, то вона в достатній мірі характеризується приведеним відхиленням осі пінолі, тобто положенням деякої точки на цій осі, що опосередковано слугує вершиною інструменту, на певній відстані від пінолі.

В.М. Пестуновим [2] та В.А. Крижанівським [3] були запропоновані методи та способи зменшення втрат на тертя, які також до певної міри вирішували і проблему точності положення пінолі в напрямних. Проте зменшення перекошуючих моментів, що для пінольних механізмів являються стабілізуючими, аж до повної їх відсутності призводила до різкого зменшення радіальної жорсткості даного механізму: піноль вільно переміщується в межах зазору.

В подальших дослідженнях автором [4] було доведено, що суттєвого зростання навантажувальної здатності пінольного механізму можна досягти при раціональному поділі сили подачі на радіальну і осьову складові, контролюючи при цьому максимальні контактні тиски і втрати на тертя. Це дозволяє також підвищити радіальну жорсткість пінольного механізму. Для оцінки досягнення раціонального балансу між складовими сили подачі запропоновано використовувати показник ефективності пінольного механізму $k_{епм}$, що представляє собою суму добутків приведенного відхилення осі пінолі S , коефіцієнта передачі сил ε та максимальних контактних тисків $p_{кон}$ з відповідними показниками степенів (k_s , k_ε , k_p) при кожному з них, взятих у кожній точці сукупної області варіювання вхідних параметрів схеми навантаження:

$$k_{епм} = \frac{\sum_{i=1}^n S^{k_s} \cdot \varepsilon^{k_\varepsilon} \cdot p_{кон}^{k_p}}{n}, \quad (1)$$

де n – обрана кількість точок сукупної області варіювання вхідних параметрів схеми навантаження.

Отже, метою даної роботи є синтез математичної моделі функціонування пінольних механізмів з прямокутною формою напрямних та проведення досліджень їх вихідних характеристик з використанням запропонованого показника ефективності пінольного механізму.

Умови функціонування будь-якого механізму визначаються його схемою навантаження. Для опису розташування діючих на пінольний механізм сил введемо прямокутну систему координат ISO. За початок координат візьмемо точку посередині активної ділянки напрямних. Вісь Z сумістимо з віссю отвору напрямних, а за додатній напрямок візьмемо напрямок вектору руху подачі при здійсненні процесу обробки, як зображено на рис. 1.

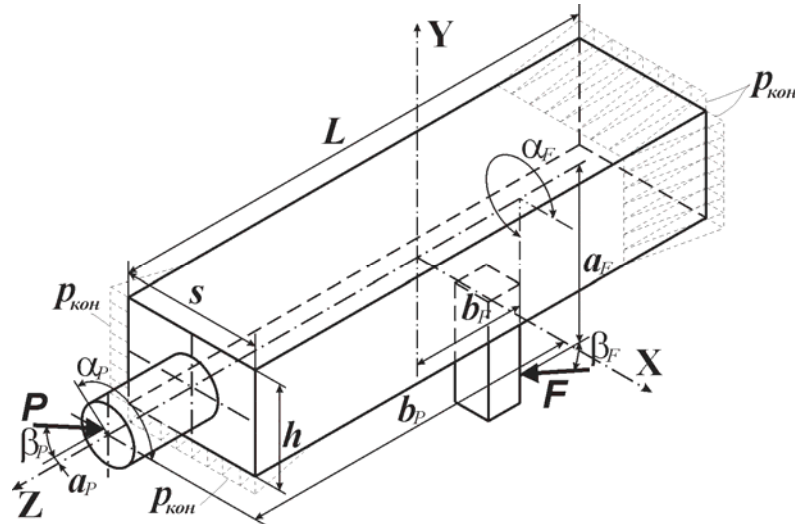


Рисунок 1 – Схема навантаження пінольного механізму з прямокутними напрямними

Вісь X розміщуємо перпендикулярно осі Z , наприклад, горизонтально (подальші пояснення стосуються положення вузла, зображеного на рис. 1), а за додатній напрямок візьмемо напрямок осі X вправо, якщо дивитися назустріч додатному напрямку осі Z . Вісь Y розміщуємо перпендикулярно осям Z і X , вертикально з додатнім напрямком осі вгору, якщо дивитися назустріч додатному напрямку осі Z , при цьому вісь X буде направлено вправо.

Приймаємо, що з боку процесу обробки на пінольний механізм діє рівнодіюча сила (технологічне навантаження) P , осьова складова якої розміщена з ексцентриситетом a_P відносно осі Z та направлена протилежно її додатному напрямку, а радіальна складова даної сили розміщена у площині, паралельній площині XOY . Відстань між цими двома площинами складає b_P , а кут між площиною, що проходить через вектор сили P та вісь напрямних, і площиною XOZ складає α_P . Додатне значення кута α_P відкладається проти годинникової стрілки, якщо дивитися на додатний напрямок осі Z . Кут між технологічним навантаженням P та віссю напрямних складає β_P . Додатним напрямком кута β_P вважається такий, при якому радіальна складова технологічного навантаження у точці прикладення направлена до осі Z за умови додатних значень ексцентриситету a_P . У випадку від'ємних значень останнього параметру радіальна складова сили P у точці прикладення при додатному напрямку кута β_P буде направленою від осі Z .

На подолання технологічного навантаження та сил тертя з боку привода подачі на пінольний механізм діє сила подачі F , осьова складова якої розміщена з ексцентриситетом a_F відносно осі Z та направлена в сторону, що співпадає з її додатнім напрямком. Радіальна складова сили подачі розміщена у площині, паралельній площині XOY . Відстань між цими двома площинами складає b_F , а кут між площиною, що проходить через вектор сили F та вісь напрямних, і площиною XOZ складає α_F . Додатне значення кута α_F відкладається проти годинникової стрілки, якщо дивитися на додатний напрямок осі Z . Кут між силою подачі F та віссю напрямних складає β_F . Додатним напрямком кута β_F вважається такий, при якому радіальна складова сили подачі у точці прикладення направлена до осі Z за умови додатних значень

ексцентриситету a_F . У випадку від'ємних значень останнього параметру радіальна складова сили F у точці прикладення при додатному напрямку кута β_F буде направленою від осі Z .

Технологічне навантаження та сили подач надалі будемо називати навантажуючими силами. Під їх дією викликають контактні деформації поверхневих шарів напрямних пінольного механізму. Внаслідок спричиненої контактної деформації на піноль буде діяти контактний тиск, що представляє собою розподілене на поверхні пінолі навантаження.

При визначенні контактних деформацій методами теорії пружності зовнішні силові фактори впливу на кожне з взаємодіючих тіл описуються через умови розподілу навантаження на поверхні, які у даному випадку являються контактними тисками. Зважаючи на складність визначення контактних тисків та їх розподіл по поверхні, широко використовуються спрощені залежності між контактними тисками і деформаціями, що через параметри математичних співвідношень враховують фізичні та геометричні особливості контакту тіл. Найбільш широко вживаною є степенева залежність $\delta = cr^m$, де δ – контактна деформація, p – контактний тиск, c і m – коефіцієнт пропорційності та показник степені, що визначаються конкретними умовами.

Побудову математичної моделі функціонування пінольного механізму слід здійснювати на основі визначення величини контактних тисків, що дасть змогу безпосередньо визначати як втрати на тертя, так і контактні деформації, які слугуватимуть для розрахунку похибок положення вихідного органу приводу подачі в напрямних, що є одним із складових геометричної точності.

Враховуючи недоліки існуючих способів розрахунку похибок положення пінолі та навантажувальної здатності пінольного механізму, створювана математична модель функціонування даного механізму повинна враховувати довільне просторове розташування навантажуючих сил, які діють з боку процесу обробки та з боку приводу подачі, а також просторову картину виникаючих контактних деформацій внаслідок перехресного розташування пінолі в напрямних, що більш точно відтворюватиме реальні процеси.

Навідміну від інших форм напрямних, розгляд контакту пінолі з прямокутною в поперечній площині напрямною доволі простий. Приймаємо, що епюр контактного тиску рівномірно розподілене вздовж всієї поперечної сторони пінолі. Піноль в межах довжини L активної ділянки напрямних розіб'ємо на елементарні пластини товщиною dz , оскільки відлік проводиться вздовж осі Z . На кожную таку елементарну пластину діє розподілене по відрізку навантаження, рівнодіюча якого дорівнює q . Картину деформацій розглядаємо відповідно до прийнятої системи координат. Оскільки поворот пінолі навколо осі Z не враховується, то піноль тиснутиме на напрямні всією гранню, відтак у поперечному перетині розподіл контактних деформацій рівномірний вздовж всієї грані.

Для визначення величини деформації δ та встановлення закону її зміни по координаті z розглянемо положення осі пінолі в двох взаємоперпендикулярних площинах, що перерізають вісь Z . Нехай це будуть площини XOZ та YOZ . В даних площинах положення точок осі пінолі визначається рівняннями прямих:

$$x = \lambda_x + \gamma_y z, \quad y = \lambda_y + \gamma_x z,$$

де λ_x – зміщення осі пінолі по осі X у початковому перерізі;

γ_y – кут нахилу осі пінолі навколо осі Y у розглядаємій площині XOZ ;

λ_y – зміщення осі пінолі по осі Y у початковому перерізі;

γ_x – кут нахилу осі пінолі навколо осі X у розглядаємій площині YOZ .

Приймемо, що сторони прямокутника рівнобіжні осям системи координат. Піноль в напрямних розміщена із зазором Δ . За величину зазору приймаємо відстань між гранню пінолі і відповідній їй грані напрямних за умови, що дана відстань однакова для всіх граней напрямних, тобто осі пінолі і напрямних співпадають. Знаючи розподіл зазору, визначимо контактні деформації вздовж координатних осей:

$$\delta_x(z) = \begin{cases} |x| - \Delta, & \text{якщо } |x| - \Delta > 0 \\ 0, & \text{якщо } |x| - \Delta < 0 \end{cases}, \quad \delta_y(z) = \begin{cases} |y| - \Delta, & \text{якщо } |y| - \Delta > 0 \\ 0, & \text{якщо } |y| - \Delta < 0 \end{cases}.$$

Переходимо до другого етапу визначення контактних тисків, що діють на піноль. В загальному випадку осі пінолі та її напрямних будуть перехрещеними. В залежності від дії навантажуючих сил контактні тиски різної величини, що змінюються в межах довжини активної ділянки напрямних, локалізуються по поверхні контакту, що може представляти собою або дві незв'язаних одна з одною плями контакту, або одну суцільну пляму, що розташована на всій чи на частині довжини активної ділянки напрямних. В поздовжньому до осі пінолі напрямку межі контакту визначаються, виходячи з розташування пінолі в напрямних з прийнятим зазором Δ (рис. 2). Координата z визначає розташування елементарної пластини товщиною Δz .

Визначимо, чому будуть рівними реакції граней вздовж осей X та Y :

$$q_x(z) = \frac{2\delta_x^2 h}{c^2}, \quad q_y(z) = \frac{2\delta_y^2 s}{c^2},$$

де h – висота прямокутника у поперечному перерізі пінолі;
 s – висота прямокутника у поперечному перерізі пінолі.

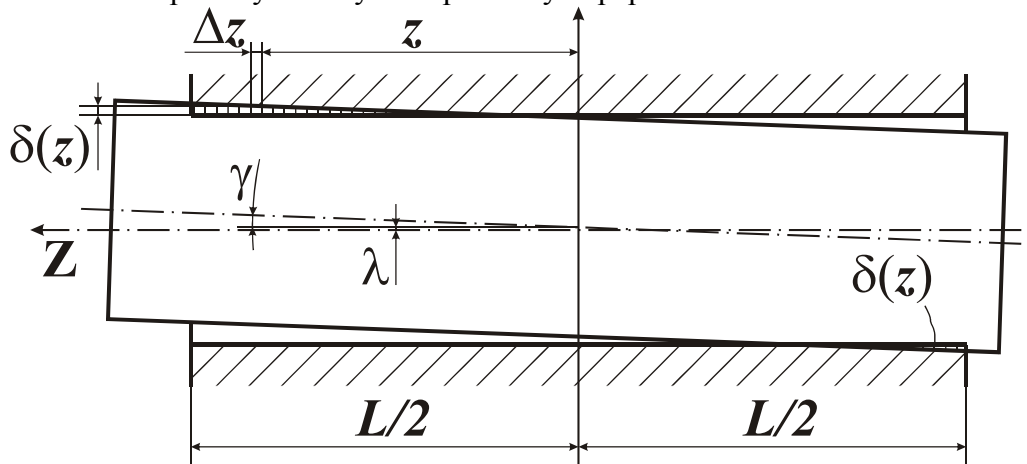


Рисунок 2 – Деформація напрямних у поздовжньому перерізі

Контактні тиски є реактивним навантаженням, що повинно бути врівноваженим прикладеними зовні до пінолі силами та моментами. Проекції контактних тисків на вісь X і Y та їх моменти відносно цих же осей рівні інтегралам від проекцій рівнодіючої $q(z)$ та моментів від цих проекцій в межах довжини активної ділянки напрямних на проміжку від $-L/2$ до $+L/2$. При розрахунку інтегралів важливе значення має напрям деформації, що враховується в формулах. Результат представлено системою (2):

$$\begin{aligned}
 & -P \sin \beta_p \cos \alpha_p - F \sin \beta_F \cos \alpha_F = \int_{-L/2}^{L/2} q_x(z) \cdot \frac{x}{|x|} dz; \\
 & -P \sin \beta_p \sin \alpha_p - F \sin \beta_F \sin \alpha_F = \int_{-L/2}^{L/2} q_y(z) \cdot \frac{y}{|y|} dz; \\
 & P \sin \beta_p \sin \alpha_p b_p - P \cos \beta_p \sin \alpha_p a_p + F \sin \beta_F \sin \alpha_F b_F + F \cos \beta_F \sin \alpha_F a_F + \\
 & + \frac{\mu h}{2} (P \sin \beta_p \sin \alpha_p + F \sin \beta_F \sin \alpha_F) = \int_{-L/2}^{L/2} q_y(z) \cdot z \cdot \frac{y}{|y|} dz; \\
 & -P \sin \beta_p \cos \alpha_p b_p + P \cos \beta_p \cos \alpha_p a_p - F \sin \beta_F \cos \alpha_F b_F - F \cos \beta_F \cos \alpha_F a_F + \\
 & - \frac{\mu s}{2} (P \sin \beta_p \cos \alpha_p + F \sin \beta_F \cos \alpha_F) = \int_{-L/2}^{L/2} q_x(z) \cdot z \cdot \frac{x}{|x|} dz.
 \end{aligned} \tag{2}$$

Проводячи аналіз можливого розташування ділянки контакту пінолі з напрямними, за аналогією з роботою приходимо до висновку, що момент сили тертя навколо однієї з осей формують проекції сил тертя на іншу вісь у площині, перпендикулярній до осі напрямних. В системі (2) знаки моментів від сил тертя взяті, виходячи з розташування ділянки контакту, а не із знаку суми проекцій прикладених зовні до пінолі сил. Приймаємо, що сила тертя на площинах діє посередині. Зважаючи на геометрію контакту, піноль дотикається до напрямним завжди по двом граням у будь-якому довільному поперечному перетині. Сила тертя пропорційна до реакції, а коефіцієнт пропорційності вважається коефіцієнтом тертя μ . В якості реакції у даному випадку виступає розподілене навантаження. Оскільки сили тертя направлені проти вектора руху тіла, а за прийнятою системою координат це вісь Z , то проекцій сил тертя на осі X та Y не буде. В той же час моменти від даних сил навколо зазначених осей існуватимуть, оскільки сили тертя діють по поверхні контакту. Момент від сил тертя навколо осі X пропорційний до інтегралу проекцій контактних тисків на вісь Y , відповідно і до суми проекцій зовнішньо прикладених сил на дану вісь. Аналогічно момент від сил тертя навколо осі Y пропорційний до інтегралу проекцій контактних тисків на вісь X . Визначаючи сили тертя від зовнішньо прикладених сил, для останніх знаки необхідно змінити на протилежні.

Наявність сил тертя означає, що технологічне навантаження P та сила подачі F не будуть рівними, як і не будуть рівними їх проекції на вісь Z . При визначенні проекцій сил тертя на вісь Z необхідно враховувати, що сили тертя мають однаковий напрямок незалежно від грані, на якій вони діють, та знаку сили реакції. Рівняння проекцій сил на вісь Z у такому випадку матиме вигляд:

$$-P \cos \beta_p + F \cos \beta_F - \mu \int_{-L/2}^{L/2} q_x(z) dz - \mu \int_{-L/2}^{L/2} q_y(z) dz = 0. \tag{3}$$

Таким чином, співвідношення між силою подачі F і технологічним навантаженням P визначається із системи рівнянь (2) – (3). Тому одну із сил необхідно задавати на початку розрахунку, а значення іншої буде результатом проведених

обчислень. Представлена система рівнянь (2) – (3) реалізована на ПЕОМ за допомогою блоку розв'язку систем нелінійних рівнянь методом січних з попереднім вибором наближених значень невідомих та ітераційним наближенням точності розрахунків миттєвого коефіцієнта передачі сил ε до необхідної величини. Результатом розрахунків є зміщення осі пінолі відносно осі напрямних λ_x, λ_y в площині XOY , кути відхилення осі пінолі відносно осі Z γ_x, γ_y та коефіцієнт передачі сил ε . Знаючи зміщення осі пінолі в початковому положенні, відхилення осі пінолі відносно осі напрямних по осям X та Y і приведені відхилення осі пінолі можна розрахувати у довільній площині, розташованій на відстані z від початкової, приводячи його відповідним чином до зони обробки:

$$S_x = \lambda_x + \gamma_y z; S_y = \lambda_y + \gamma_x z; S = \sqrt{S_x^2 + S_y^2}.$$

Відомо, що найбільший одночасний вплив на вихідні характеристики пінольного механізму мають координати прикладення сили подачі. Приведені нижче графіки (рис. 3) підтверджують відомий досвід у випадку циліндричних напрямних, однак показують і певну специфіку впливу обраної прямокутної форми напрямних.

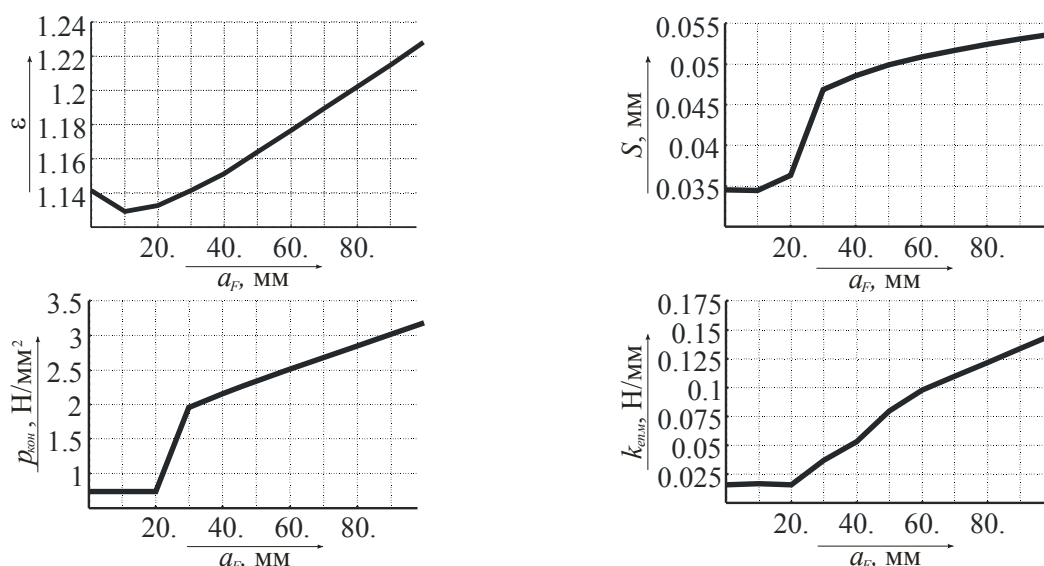


Рисунок 3 – Вплив на вихідні параметри ексцентриситету прикладення осьової складової сили подачі

Для прикладу приведемо графічні залежності вихідних параметрів пінольного механізму від зміни ексцентриситету прикладення осьової складової сили подачі. На них можна виокреслити діапазон найбільш ефективних значень досліджуваного параметру. Значення ексцентриситету рекомендується приймати близьким до 20 мм.

Умовою пошуку параметрів пінольного механізму, що забезпечують необхідний баланс між точністю положення пінолі та навантажувальною здатністю даного механізму є досягнення мінімуму показника ефективності пінольного механізму. Дана умова впливає з математичної суті складових показника $k_{епм}$ (1). Розроблена математична модель дозволить на етапі проектування оцінити вихідні характеристики пінольних механізмів з прямокутною формою напрямних. Необхідно провести детальний аналіз впливу параметрів схеми навантаження на критерії вихідних характеристик, що дозволить запропонувати раціональні умови функціонування пінольних механізмів для інших випадків технологічного навантаження.

Список літератури

1. Крыжановский В.А. Улучшение выходных параметров агрегатных станков / В.А. Крыжановский // Вестник ХГПУ. – Харьков, 1999. – Вип. 60. – С. 228-237.

2. Пестунов В.М. Повышение точности и производительности металлорежущих станков / В.М. Пестунов, Е.А. Кариков. – К.: Техника, 1979. – 96 с.
3. Крижанівський В.А. Що обмежує вантажну спроможність приводу подачі силових вузлів / В.А. Крижанівський // Зб. наук. праць КДТУ : техніка у сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація. – Кіровоград, 2000. – № 6. – С. 14-17.
4. Гречка А.І. Новий критерій балансу між точністю та навантажувальною здатністю пінольних механізмів / А.І. Гречка, А.М. Кириченко // Вісник КДПУ ім. М. Остроградського. – Кременчук, 2009. – Вип. № 6/2009 (59), ч. 1 – С. 110-113.

А. Гречка

Синтез математической модели функционирования пинольных механизмов с прямоугольной формой направляющих

В статье приведена пространственная схема нагружения и математическая модель функционирования пинольных механизмов агрегатно-модульного технологического оборудования в случае прямоугольной формы поперечного сечения направляющих. Проведено исследование влияния основных конструктивно-геометрических параметров схемы нагружения данных механизмов на критерии их точности и нагрузочной способности. Приведены рекомендации относительно выбора рациональных параметров пинольных механизмов.

A. Grechka

Synthesis of mathematical model of sleeve mechanisms functioning with the rectangular form of slideways

In the article the space loading scheme and mathematical model of sleeve mechanisms functioning of modular-type manufacturing equipment is resulted in the case of rectangular form of slideways crossrunner. Research of basic structural-geometrical parameters influence of loading scheme of these mechanisms is conducted on the criterion of their accuracy and load-carrying capability. Recommendation in relation to the choice of sleeve mechanisms rational parameters is resulted.

Одержано 01.04.11

УДК 621.9.077

**І.І. Павленко, проф., д-р. техн. наук, М.О. Сторожук, інж., Д.В.Вахніченко, асп.,
М.О. Годунко, асп.**

Кіровоградський національний технічний університет

Кінематична структура промислових роботів

В статті показані основні принципи методу структурного аналізу при підході до рішення задач обґрунтованого вибору кінематичної схеми промислового робота, доведена ефективність використання цього методу в умовах багатоваріантного вирішення задачі пошуку найбільш доцільної схеми робота.
промисловий робот, кінематична схема, ступені рухомості, структурний аналіз

Обґрунтований вибір кінематичної схеми робота, в значній мірі, визначає раціональність його конструкції та ефективність функціонування. Тому питання вибору найбільш доцільної схеми робота є важливим завданням, так як це суттєво впливає на всі показники створюваного не тільки робота, а й роботизованого комплексу. Головна особливість вирішення цієї задачі полягає у багатоваріантності її виконання, що визначається тисячами, а то і мільйонами можливих варіантів. Цілеспрямований аналіз цих варіантів та пошук із них найбільш прийнятних варіантів доцільно виконувати на основі структурного методу. В основу цього методу необхідно покласти всі основні

складові фактори, які впливають на різноманітність можливих кінематичних схем робіт.

Головним показником досліджувальних схем слід вважати загальну кількість ступенів рухомості (n). Першочерговою відмінністю схем є різновиди розподілу ступенів рухомості за їх функціональним призначенням та відповідною приналежністю до окремих виконавчих частин робота. За такими ознаками в роботі можна виділяти слідуєчі групи з їх ступенями рухомості:

n_0 – ступені рухомості основи (корпусу) робота. Якщо таких ступенів рухомості немає то робота має стаціонарне виконання. При наявності таких ступенів рухомості робота може змінювати своє просторове положення, наприклад, переміщуватись від одного обслуговуваного ним верстата до іншого і т.п.;

n_p – кількість ступенів рухомості руки робота, до яких відносять основні переміщення робочого органу (захвата) в робочому просторі, що відносяться до регіональних (співрозмірних з розмірами робота) переміщень;

n_{pc} – ступені рухомості, які є спільними для декількох рук робота, тобто такі, що забезпечують одночасне переміщення рук;

n_k – кількість ступенів рухомості кисті рук. Такі ступені рухомості забезпечують орієнтуючі рухи робочих органів і носять локальний характер;

n_{kc} – ступені рухомості, які є спільними для декількох кистів, або захватів, якщо останні відсутні в схемі робота;

$n_{до}$ – локально-операційні ступені рухомості, які призначені для виконання спеціальних рухів в конкретному роботизованому комплексі;

n_3 – ступені рухомості захватів. Якщо в захваті рух його ланок забезпечує тільки затискання або розтискання утримуваних деталей, то такі рухи не враховуються, а тому вони враховуються тільки для пальцевих захватів.

З урахуванням відзначених особливостей загальну структуру розподілу ступенів рухомості представлено на рис. 1.

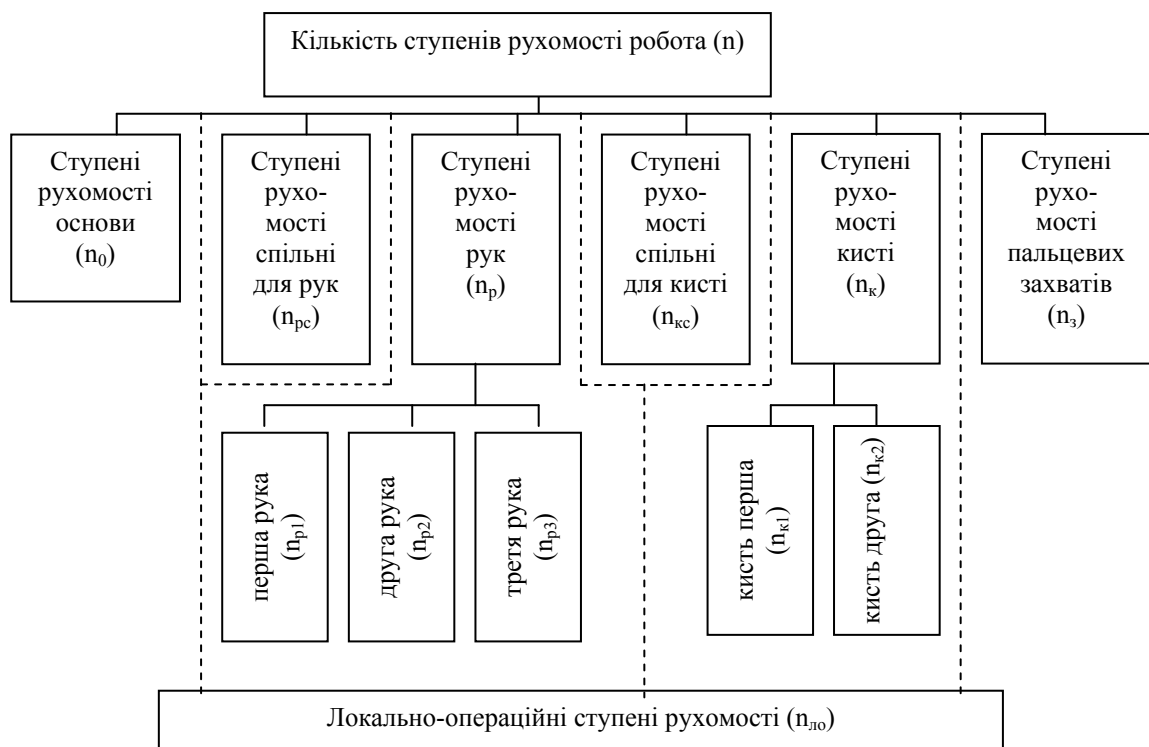


Рисунок 1 - Структура розподілу ступенів рухомості

В наведеній структурі показано також послідовність розміщення кінематичних груп. Особливим в цьому плані є розміщення локально-операційних рухів, які можуть в конструкції робота займати різне положення, що в структурі відзначено пунктирними лініями.

Для подальшого визначення доцільних кінематичних варіантів необхідно оцінити різновиди варіантів виконання схем. В цьому плані особливо важливо, які кінематичні пари використовуються в кінематичній схемі. За цими ознаками необхідно враховувати:

- клас кінематичних пар використовуваних в схемі робота. В конструкціях роботів в основному використовують пари п'ятого (V) класу і тільки в окремих, більш досконалих конструкціях, пари четвертого (IV) і третього (III) класів;

- вид рухів які використовуються в парах п'ятого класу (П – поступальні, О – обертіві);

- конструктивне виконання кінематичних пар (П, О – пари, в яких вісь рухомої ланки співпадає з напрямком руху; П', О' – пари, в яких вісь рухомої ланки не співпадає з напрямком руху);

- напрямок руху між суміжними кінематичними парами (|| – рухи співвісні; || – рухи паралельні; \perp – рухи перпендикулярні, що перетинаються; \times – рухи перпендикулярні, що не перетинаються (перехресні)).

Відповідно до цих особливостей виконання кінематичних схем, їх структуру наведено на рис.2. Додатковою умовою в формуванні кінематичних схем роботів є врахування послідовності відмінних ознак кінематичних пар в загальній структурній формулі схеми. Ця обставина особливо принципова у формуванні надзвичайно великої кількості можливих варіантів схем робота при конкретному числі ступенів його рухомості. Так, наприклад, для робота з 5-тма ступенями рухомості при однорукому та однозахватному виконанні, структура формування варіантів наведена на рис.3.

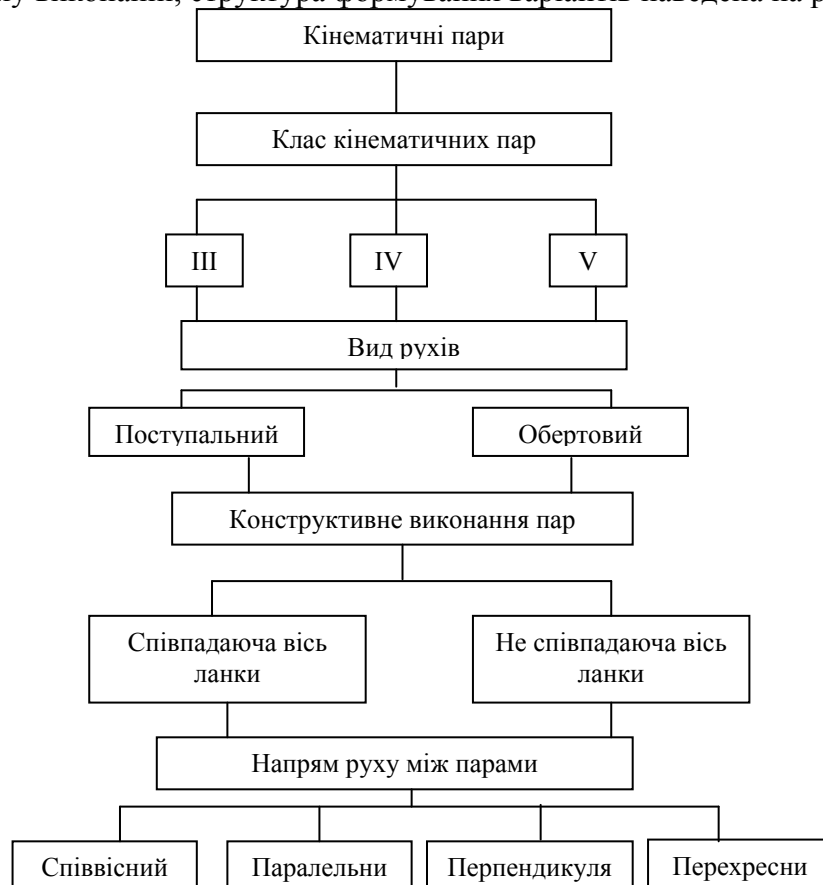


Рисунок 2 - Структура кінематичних пар

В наведеній структурі представлено послідовне формування схем роботів, що відповідають певним структурним формулам. При цьому розглянуто тільки дуже малу їх частину. Так із варіантів, що визначаються класом кінематичних пар, взято для подальшого розгляду тільки один варіант, який сформований парами п'ятого класу. В подальшому із нього взято тільки один варіант із видами рухів – ППООО. Цей варіант забезпечує велику кількість варіантів послідовності розміщення видів рухів, із яких для розгляду взято один варіант – ОППОО і т.д.

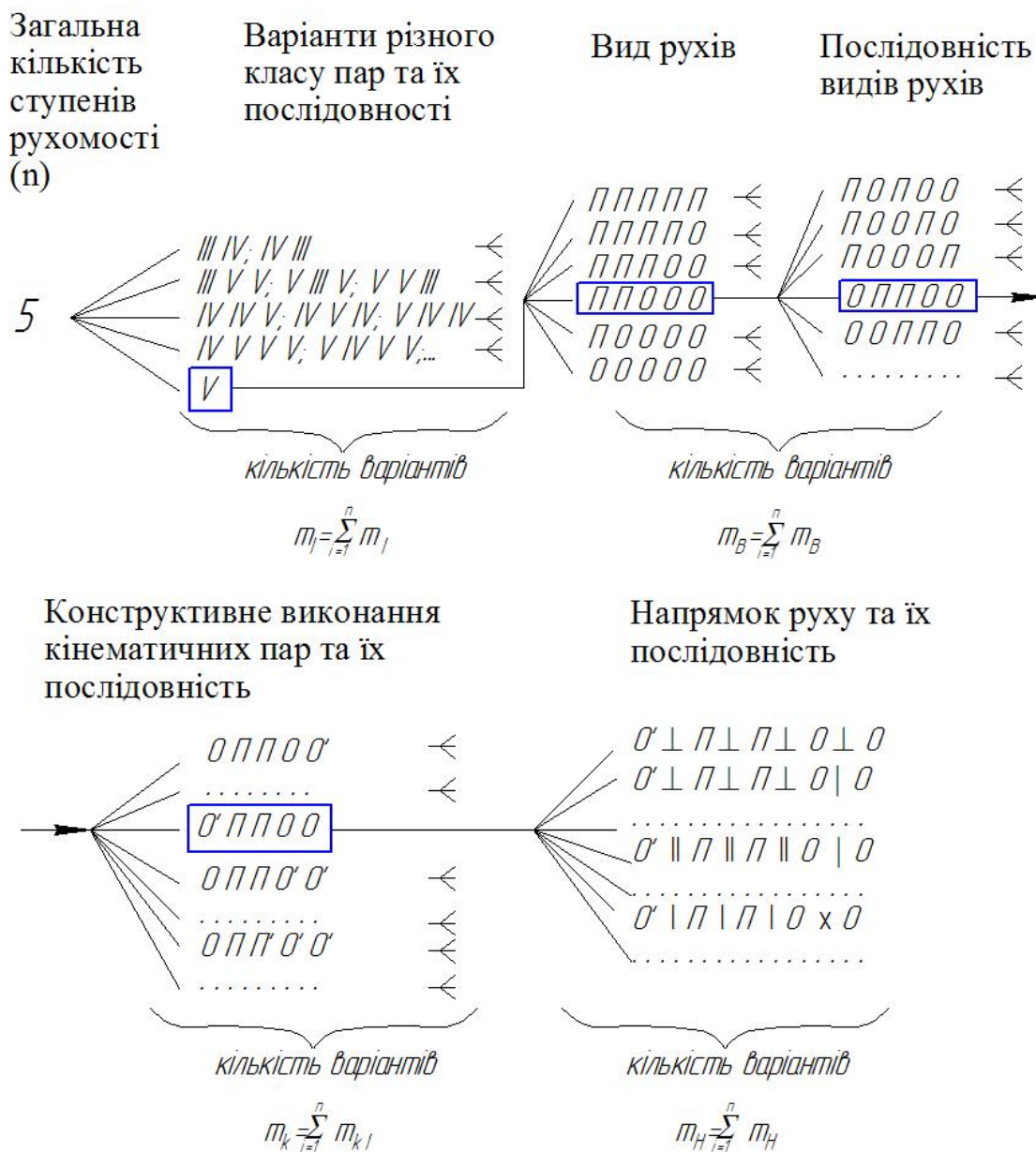


Рисунок 3 - Структура формування варіантів кінематичних схем

Таким чином, загальна кількість можливих варіантів m визначається як ланцюгова сума добутків варіантів, що визначається формулою:

$$m = \sum_{i=1}^n m_{I_i} \cdot \sum_{i=1}^n m_{B_i} \cdot \sum_{i=1}^n m_{K_i} \cdot \sum_{i=1}^n m_{H_i} \quad (1)$$

або, після відповідних перетворень

$$m = \frac{N!}{n_{III}!n_{IV}!n_V!} 2^{n_V} \cdot 4^{(N-1)}, \quad (2)$$

де $N=n_{III} + n_{IV} + n_V$ - загальна кількість кінематичних пар, використовуваних в кінематичній схемі робота;

n_{III} ; n_{IV} ; n_V - кількість кінематичних пар відповідно третього, четвертого та п'ятого класів.

При виведенні цієї формули була прийнята умова, за якої тільки кінематичні пари V-го класу відрізняються різними видами рухів і характером конструктивного їх виконання. Разом з тим, такі ж особливості мають місце і при використанні кінематичних пар IV-го класу. Тому, при необхідності їх можна враховувати введенням (аналогічно до вищенаведеного) додаткових множників, які оцінюють ці характерні ознаки.

Подібним чином можна розглядати структуру двозахватних або багаторуких та багатозахватних схем роботів. Цей метод дозволяє обґрунтовано та більш просто аналізувати можливі багатоваріантні схеми роботів та знаходити із них найбільш доцільні конструкції.

Список літератури

1. Павленко И.И. Кинематическая структура промышленных роботов // Изв.ВУЗов «Машиностроение». – 1979, - №3. – С.11-14.
2. Павленко И.И. Структура промислових роботів. – Кіровоград: КІСМ, 1998. – 100 с.
3. Павленко И.И. Промислові роботи: основи розрахунку та проектування – Кіровоград: КНТУ, 2007. – 420 с.
4. Павленко И.И., Мажара В.А. Роботизовані технологічні комплекси. – Кіровоград: КНТУ, 2010. – 392с.

И. Павленко, М. Сторожук, Д.Вахниченко, М. Годунко
Кинематическая структура промышленных роботов

В статье показаны основные принципы метода структурного анализа при подходе к решению задач обоснованного выбора кинематической схемы промышленного робота, доказана эффективность использования этого метода в условиях многовариантного решения задачи поиска наиболее подходящей схемы робота

I.Pavlenko, M.Storozhuk, D. Vahnichenko, M.Godunko
Kinematic structure of industrial robots

The main principles of the method of structural analysis in approach to solve the tasks of the controlled choice of mechanical diagram of industrial robot are shown in the article. The effectiveness of the use of this method in conditions of multivariate solution of the task in search of the most qualified diagram of robot is proved.

Одержано 31.03.11

УДК 681.518.5

В.О. Версаль, доц., канд. техн. наук, Ю.В. Версаль, асист., А.О. Богданова, бакал.
Кіровоградський національний технічний університет

Дослідження функцій температури молока для автоматичної діагностики еструс-періоду у тварин

В статті описано дослідження випадкових функцій ранішньої та вечірньої температури молока корів, а саме: проведено їх реєстрацію та обробку даних. Обробка включала знаходження оцінок для математичних очікувань, дисперсій та середньоквадратичних відхилень функцій. Досліджено функції відхилень ранішньої та вечірньої температури молока тварин від попередніх значень за різницю часу 1...3 дні. Доведено, що найкраща стратегія діагностики еструс-періоду – якщо відхилення значення ранішньої температури молока від середнього за три попередні дні $\geq 0,2$ °C, вечірньої - $\geq 0,5$ °C.

еструс-період, діагностика, температура молока, випадкова функція, оцінка, математичне очікування, дисперсія, середньоквадратичне відхилення, функція відхилення

Одна з найважливіших умов розвитку молочнопромислового підкомплексу АПК в Україні - раціонально організоване відтворення стада. Сьогодні, з метою прискорення темпів відтворення, на фермах використовується штучне осіміння, основним фактором при організації якого є вибір строків осіміння корів. Оптимальним строком вважається еструс-період, що настає через 16...28 днів після отелення корови, триває в середньому 13...17 годин і в подальшому, якщо тварина не запліднена, повторюється через кожні 21-22 дні [1]. Неточна або невірна діагностика еструс-періоду спричинює значні збитки, пов'язані зі зниженням рівня запліднюваності, збільшенням затрат на лікування відтворювальних здатностей тварин, подовженням інтервалів між отеленнями і недоотриманням телят та молока [2].

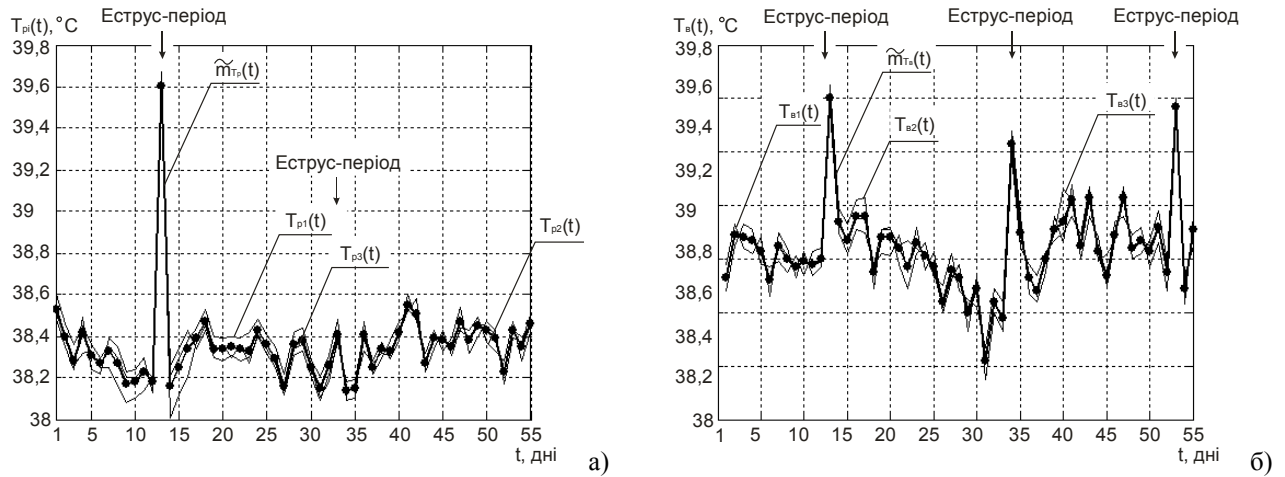
В сучасному тваринництві найпоширенішим способом виявлення еструс-періоду у корів і телиць є візуальний, проте, даний спосіб часто допускає пропуски еструс-періоду, особливо взимку, коли помилка може становити 83,3 % [3]. З метою зниження помилки і працезатрат розроблені способи автоматичної діагностики еструс-періоду [4, 5, 6] на основі реєстрації зміни параметрів тварин, а саме: підвищення активності тварини [4], зниження разового надою молока за день до настання еструсу [5], підвищення температури тіла тварини [6].

Їх недоліками є висока вартість, складність використання та значні часові затрати. Тому мета даної роботи - підвищення точності та своєчасності діагностики еструс-періоду, для досягнення якої пропонується стратегія здійснення автоматичної діагностики еструсу-періоду у тварин на основі досліджень функцій температури молока.

Для проведення досліджень використано функції температури молока корів, що вимірювалися в активному режимі під час ранішнього та вечірнього доїнь датчиками температури СТ1-19. Функції ранішньої $T_p(t)$ та вечірньої $T_e(t)$ температури молока є випадковими [7]. В результаті проведення над ними $n = 3$ дослідів (спостережень) отримано $n = 3$ реалізації функцій.

Для цього розглянуто ряд розрізів випадкових функцій для моментів часу $t_1, t_2, \dots, t_m, m = 55$ і зареєстровано значення, прийняті функціями $T_{pi}(t)$ і $T_{ei}(t)$, $i = 1 \dots n$ в ці моменти часу (рис. 1). Кожному з моментів буде відповідати $n = 3$ значення випадкових функцій. Значення $t_1, t_2, \dots, t_m, m = 55$ задані як рівно відстаючі; величина

інтервалу між сусідніми значеннями $\Delta t = 1$ день [8].



а) – реалізації випадкової функції $T_{pi}(t)$; б) – реалізації випадкової функції $T_{ei}(t)$

Рисунок 1 - Реалізації випадкових функцій температури молока тварин

Обробка отриманих даних включає знаходження оцінок для математичних очікувань, дисперсій та середньоквадратичних відхилень.

Оцінки для математичних очікувань випадкових функцій $T_p(t)$ і $T_e(t)$ обчислюються за формулами (1) і (2) відповідно [7]:

$$\tilde{m}_{T_p}(t_k) = \frac{\sum_{i=1}^n T_{pi}(t_k)}{n}; \quad (1)$$

$$\tilde{m}_{T_e}(t_k) = \frac{\sum_{i=1}^n T_{ei}(t_k)}{n}, \quad (2)$$

де $T_{pi}(t_k)$ і $T_{ei}(t_k)$ – значення, що відповідає i -й реалізації в момент t_k .

За змістом математичне очікування випадкової функції – деяка середня функція, біля якої різним чином варіюються конкретні реалізації випадкової функції.

Характеристики $\tilde{m}_{T_p}(t)$ і $\tilde{m}_{T_e}(t)$ зображені на рис. 1 жирною лінією.

Оцінки для дисперсій та середньоквадратичних відхилень випадкових функцій $T_p(t)$ і $T_e(t)$ обчислюються за формулами (3) і (5), (4) і (6) відповідно [7] (рис. 2):

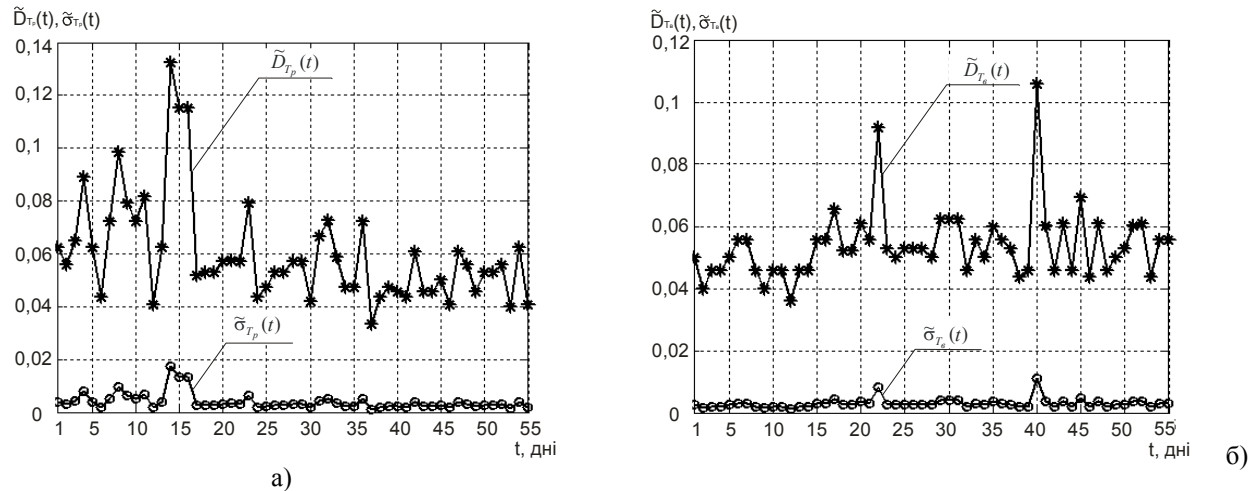
$$\tilde{D}_{T_p}(t_k) = \frac{\sum_{i=1}^n [T_{pi}(t_k) - \tilde{m}_{T_p}(t_k)]^2}{n-1}; \quad (3)$$

$$\tilde{D}_{T_e}(t_k) = \frac{\sum_{i=1}^n [T_{ei}(t_k) - \tilde{m}_{T_e}(t_k)]^2}{n-1}; \quad (4)$$

$$\tilde{\sigma}_{T_p}(t_k) = \sqrt{\tilde{D}_{T_p}(t_k)}; \quad (5)$$

$$\tilde{\sigma}_{T_e}(t_k) = \sqrt{\tilde{D}_{T_e}(t_k)}. \quad (6)$$

Дисперсія випадкової функції при кожному t характеризує розкид можливих реалізацій випадкової функції відносно середнього, іншими словами, ступінь «випадковості» величини.



а) - характеристики дисперсії та середньоквадратичного відхилення функції $T_{pi}(t)$; б – характеристики дисперсії та середньоквадратичного відхилення функції $T_{ei}(t)$

Рисунок 2 – Характеристики дисперсій та та середньоквадратичних відхилень випадкових функцій температури молока

Аналіз отриманих характеристик доводить, що всі три реалізації $T_p(t)$ і $T_e(t)$ мають невеликий розкид, тому отримані усереднені характеристики $\tilde{m}_{T_p}(t)$ і $\tilde{m}_{T_e}(t)$ добре описують закономірність зміни ранішньої та вечірньої температури молока тварин. При цьому, вранці наявні два еструс-періоди, один з яких – явний, другий – тихий, ввечері - три явних еструс-періоди.

Через вплив багатьох факторів на температуру молока тварин, для діагностики еструс-періоду недостатньо характеристик функцій ранішньої та вечірньої температури молока тварин. Необхідно визначити функції їх відхилень за проміжок часу Δt_h , $h = 3$. Проведемо дослідження функцій відхилень температури молока тварин від їх попередніх значень за $\Delta t_1 = 1$ день, $\Delta t_2 = 2$ дні, $\Delta t_3 = 3$ дні. Для визначення відхилень ранішньої ΔT_p та вечірньої ΔT_e температури молока за різницю часу $\Delta t_1 = 1$ день для k -го дня застосовано формули (7) та (8) відповідно:

$$\Delta T_p(\Delta t_1) = \tilde{m}_{T_p}(t_k) - \tilde{m}_{T_p}(t_{k-1}); \quad (7)$$

$$\Delta T_e(\Delta t_1) = \tilde{m}_{T_e}(t_k) - \tilde{m}_{T_e}(t_{k-1}), \quad (8)$$

де $\tilde{m}_{T_p}(t_k)$ та $\tilde{m}_{T_e}(t_k)$ - оцінки для математичних очікувань функцій $T_p(t)$ і $T_e(t)$ для k -го дня відповідно;

$\tilde{m}_{T_p}(t_{k-1})$ та $\tilde{m}_{T_e}(t_{k-1})$ - те ж саме для $k-1$ -го дня відповідно.

Для визначення відхилень ранішньої ΔT_p та вечірньої ΔT_e температури молока за різницю часу $\Delta t_2 = 2$ дні для k -го дня застосовано формули (9) та (10) відповідно:

$$\Delta T_p(\Delta t_2) = \tilde{m}_{T_p}(t_k) - \frac{\tilde{m}_{T_p}(t_{k-1}) + \tilde{m}_{T_p}(t_{k-2})}{2}; \quad (9)$$

$$\Delta T_g(\Delta t_2) = \tilde{m}_{T_g}(t_k) - \frac{\tilde{m}_{T_g}(t_{k-1}) + \tilde{m}_{T_g}(t_{k-2})}{2}, \quad (10)$$

де $\tilde{m}_{T_p}(t_{k-2})$ та $\tilde{m}_{T_g}(t_{k-2})$ - оцінки для математичних очікувань функцій $T_p(t)$ і $T_g(t)$ для $k-2$ -го дня відповідно.

Для визначення відхилень ранішньої ΔT_p та вечірньої ΔT_g температури молока за різницю часу $\Delta t_3 = 3$ дні для k -го дня застосовано формули (11) та (12) відповідно:

$$\Delta T_p(\Delta t_3) = \tilde{m}_{T_p}(t_k) - \frac{\tilde{m}_{T_p}(t_{k-1}) + \tilde{m}_{T_p}(t_{k-2}) + \tilde{m}_{T_p}(t_{k-3})}{3}; \quad (11)$$

$$\Delta T_g(\Delta t_3) = \tilde{m}_{T_g}(t_k) - \frac{\tilde{m}_{T_g}(t_{k-1}) + \tilde{m}_{T_g}(t_{k-2}) + \tilde{m}_{T_g}(t_{k-3})}{3}, \quad (12)$$

де $\tilde{m}_{T_p}(t_{k-3})$ та $\tilde{m}_{T_g}(t_{k-3})$ - оцінки для математичних очікувань функцій $T_p(t)$ і $T_g(t)$ для $k-3$ -го дня відповідно.

Фрагмент результатів обчислень за формулами (7)-(12) зведені в табл. 1.

Таблиця 1 – Результати обчислень функцій $\Delta T_p(\Delta t)$ і $\Delta T_g(\Delta t)$

| Час t, дні | Різниця температури молока $\Delta T_p(\Delta t_h)$, °C | | | Різниця температури молока $\Delta T_g(\Delta t_h)$, °C | | |
|---------------|---|------------------|------------------|---|------------------|------------------|
| | Інтервал часу Δt_h , дні | | | Інтервал часу Δt_h , дні | | |
| | $\Delta t_1 = 1$ | $\Delta t_2 = 2$ | $\Delta t_3 = 3$ | $\Delta t_1 = 1$ | $\Delta t_2 = 2$ | $\Delta t_3 = 3$ |
| 2 | -0,13 | | | 0,16 | | |
| 3 | -0,12 | -0,185 | | -0,01 | 0,07 | |
| 4 | 0,14 | 0,08 | 0,017 | -0,01 | -0,015 | 0,037 |
| 5 | -0,11 | -0,04 | -0,057 | -0,04 | -0,045 | -0,05 |
| ... | ... | ... | ... | ... | ... | ... |
| 12 | -0,05 | -0,025 | -0,013 | 0,02 | 0,015 | 0,02 |
| 13 | 1,42 | 1,395 | 1,403 | 0,6 | 0,61 | 0,61 |
| 14 | -1,44 | -0,73 | -0,51 | -0,46 | -0,16 | -0,053 |
| ... | ... | ... | ... | ... | ... | ... |
| 32 | 0,11 | 0,06 | 0 | 0,22 | 0,085 | 0,07 |
| 33 | 0,15 | 0,205 | 0,2 | -0,06 | 0,05 | -0,003 |
| 34 | -0,27 | -0,195 | -0,13 | 0,65 | 0,62 | 0,68 |
| 35 | 0,01 | -0,125 | -0,12 | -0,33 | -0,005 | 0,083 |

Продовження таблиці 1

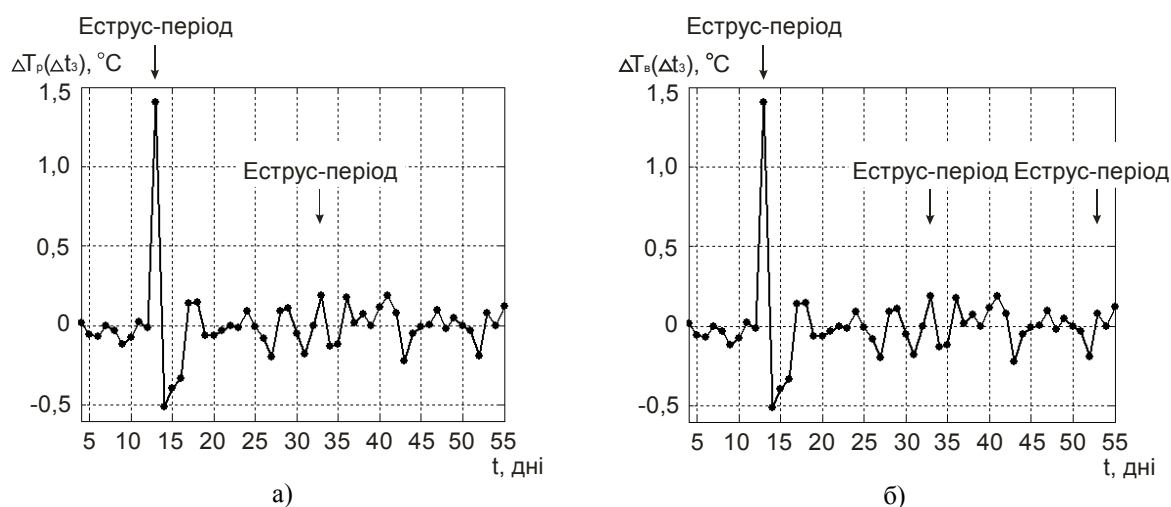
| Час t , дні | Різниця температури молока $\Delta T_p(\Delta t_h)$, °C | | | Різниця температури молока $\Delta T_e(\Delta t_h)$, °C | | |
|------------------|---|------------------|------------------|---|------------------|------------------|
| | Інтервал часу Δt_h , дні | | | Інтервал часу Δt_h , дні | | |
| | $\Delta t_1 = 1$ | $\Delta t_2 = 2$ | $\Delta t_3 = 3$ | $\Delta t_1 = 1$ | $\Delta t_2 = 2$ | $\Delta t_3 = 3$ |
| 36 | 0,26 | 0,265 | 0,177 | -0,17 | -0,335 | -0,173 |
| 37 | -0,16 | -0,03 | 0,017 | -0,05 | -0,135 | -0,273 |
| ... | ... | ... | ... | ... | ... | ... |
| 47 | 0,12 | 0,105 | 0,097 | 0,14 | 0,215 | 0,18 |
| ... | ... | ... | ... | ... | ... | ... |
| 52 | -0,16 | -0,18 | -0,193 | -0,17 | -0,125 | -0,12333 |
| 53 | 0,2 | 0,12 | 0,08 | 0,62 | 0,535 | 0,536667 |
| 54 | -0,08 | 0,02 | 0 | -0,68 | -0,37 | -0,323 |
| 55 | 0,11 | 0,07 | 0,123 | 0,22 | -0,12 | -0,027 |

Провівши аналіз даних з табл. 1, можна зробити наступні висновки:

1. Для визначення еструс-періоду за ранішньою температурою молока тварини недостатньо відхилень від її попередніх значень за $\Delta t_1 = 1$ день та $\Delta t_2 = 2$ дні, оскільки, крім точно встановлених еструс-періодів (13-й та 33-й дні), такі дані вказують на ще один псевдо-еструс-період (36-й день). Тому необхідно враховувати відхилення температури молока за $\Delta t_3 = 3$ дні, при цьому чітко видно еструс-періоди, при яких $\Delta T_p(\Delta t_3) \geq 0,2^\circ\text{C}$.

2. Для визначення еструс-періоду за вечірньою температурою молока тварини недостатньо відхилень від її попередніх значень за $\Delta t_1 = 1$ день та $\Delta t_2 = 2$ дні, оскільки, крім точно встановлених еструс-періодів (13-й, 34-й та 53-й дні), такі дані вказують на інші псевдо-еструс періоди (32-й та 55-й дні при $\Delta t_1 = 1$ день та 47-й день при $\Delta t_2 = 2$ дні). Тому необхідно враховувати відхилення температури молока за $\Delta t_3 = 3$ дні, при цьому чітко видно еструс-періоди, при яких $\Delta T_e(\Delta t_3) \geq 0,5^\circ\text{C}$.

Функції $\Delta T_p(\Delta t_3)$ та $\Delta T_e(\Delta t_3)$ зображені на рис. 3.



а) - характеристика функції $\Delta T_p(\Delta t_3)$; б) - характеристика функції $\Delta T_e(\Delta t_3)$

Рисунок 3 – характеристики функцій відхилень ранішньої та вечірньої температури молока тварин за різницю часу $\Delta t_3=3$ дні

Проведені в роботі дослідження показують, що температура молока – точний та достовірний індикатор для діагностики еструс-періоду у тварин, вимірювання якого не потребує складної апаратури та легко вписується в технологічний процес доїння на молочних фермах. Аналіз функцій ранішньої та вечірньої температури молока тварин та функцій їх відхилень за проміжок часу 1...3 дні встановив, що оптимальною стратегією діагностики еструс-періоду є наступна: якщо відхилення ранішньої температури молока від її середнього значення за 3 попередні дні $\geq 0,2$ °C, вечірньої – $\geq 0,5$ °C.

Подальші дослідження необхідно спрямувати на визначення впливу факторів навколишнього середовища на функції температури молока тварин.

Список літератури

1. Яблонський В.А. Біотехнологія відтворення тварин: Підручник / В.А. Яблонський – К.: Арістей, 2004. – 296 с.
2. Кирьянов В.А. Воспроизводство стада крупного рогатого скота / Кирьянов В.А., Ключников М.Т., Коровко В.И. – Владивосток: Издательство дальневосточного университета, 1991. - 158с.
3. Макеев В. Проблема виявлення охоти у корів / В. Макеев // Ветеринарна медицина України. – 1999. - № 1. – С. 34-35.
4. ALPRO™ - профессиональный инструмент управления стадом [Электронный ресурс] – Режим доступу: http://www.delaval.com.ua/Dairy_Knowledge/EfficientDairyHerdMgmt/ALPRO_A_Professional_Herd_Management_Tool.htm?wbc_purpose=BasicAb. – 15.06.2009 р. – Назва з титул. екрана.
5. Walton S. Indicators of Estrus in Holstein Cows Housed in Tie Stalls / S. Walton, G.J. King // Journal of Dairy Science. – 1986. - № 69. – P. 2966-2973.
6. Fordham D.P. Oestrus detection in dairy cows by milk temperature measurement / D.P. Fordham, P. Rowlinson, T.T. McCarthy // Veterinary Research Communications. – 1988. - № 44. – P. 366-374.
7. Вентцель Е.С. Теория вероятностей / Е.С. Вентцель. – издание четвертое, стереотипное. - М.: Наука. – 1969. – 576 с.
8. Fordham D.P. An evaluation of milk temperature measurement for detecting oestrus in dairy cattle. II Variations in body and milk temperature associated with oestrus / D.P. Fordham, P. Rowlinson, T.T. McCarthy // Veterinary Research Communications. – 1987. – № 11. – P. 381-391.

В. Версаль, Ю. Версаль, А. Богданова

Исследование функций температуры молока для автоматической диагностики эструс-периода у животных

В статье описаны исследования случайных функций утренней и вечерней температуры молока коров, а именно: проведена их регистрация и обработка данных. Обработка состояла из нахождения оценок для математических ожиданий, дисперсий и среднеквадратических отклонений функций. Исследованы функции отклонений утренней и вечерней температуры молока животных от предыдущих значений за разницу времени 1...3 дня. Доказано, что наилучшая стратегия диагностики эструс-периода – если отклонение значения утренней температуры молока от среднего за три предыдущих дня $\geq 0,2$ °C, вечерней – $\geq 0,5$ °C.

V. Versal, J. Versal, A. Bohdanova

Researching of milk temperature's functions for automatical diagnostics of estrus in animals

In article the reseaches of random a.m. and p.m. cows' milk temperature's functions are described, viz their registration and data processing were carried out. The processing was consisted from finding of estimations for mathematical expectations, dispersions and standard deviations of functions. The functions of deviations of a.m. and p.m. animals' milk temperature from previous values at the time difference of 1...3 days are researched. It's proved, that the best strategy of estrus diagnostics is if the deviation of a.m. and p.m. milk temperature values from the mean one for three previous days $\geq 0,2$ °C, p.m. - $\geq 0,5$ °C.

Одержано 31.03.11

УДК 621.315.175

О. А. Козловський, асист., М. В. Кубкін, асист., І. С. Грищук, асп.

Кіровоградський національний технічний університет

Розробка та комп'ютерне моделювання режимів роботи первинного вимірювального перетворювача ожеледоутворення

Запропоновано нову конструкцію первинного вимірювального перетворювача для визначення початку утворення ожеледно-паморозевих відкладень та ідентифікації їх типу на проводах повітряних ліній електропередачі. Розроблено методику визначення електричного опору ожеледно-паморозевих відкладень на первинних вимірювальних перетворювачах складної геометрії. На основі чисельного дослідження доведено можливість ідентифікації типу відкладення на первинному вимірювальному перетворювачі.

обледеніння проводів, повітряна лінія електропередачі, сигналізатор обледеніння, електричний опір, комп'ютерне моделювання

Вступ. Однією з головних причин, що призводить до перерв в електропостачанні на території України є ожеледно-вітрові навантаження на проводи та опори повітряних ліній електропередачі (ПЛЕ). У світовій практиці запропоновано достатньо способів захисту проводів ПЛЕ від ожеледно-паморозевих відкладень (ОПВ), які можливо розділити на дві групи: пасивні та активні. Останні визнано економічно більш доцільними [1]. Практична реалізація конкретного методу захисту залежить від багатьох факторів: класу напруги мережі, конструкції проводу, потужності силових трансформаторів, засобів автоматизації тощо. Серед активних способів найбільш ефективним є плавка ОПВ, що дозволяє в короткий строк видалити ожеледні відкладення на проводах та тросах і запобігти важким пошкодженням ПЛЕ [2]. Однак, її ефективність або взагалі успішність залежить від своєчасного проведення. Для вірного вибору часу початку проведення плавки необхідна своєчасна, достовірна інформація про початок процесу утворення ОПВ на проводі ПЛЕ і його розвиток.

Постановка задачі. Основним напрямком підвищення ефективності плавки ОПВ є впровадження в електричних мережах автоматизованих систем керування заходами захисту від ожеледно-вітрових аварій. Базовим елементом таких систем є інформаційна система контролю ожеледоутворення (ІСКО) на ПЛЕ, що містить такі підсистеми: прогнозування часу початку обледеніння проводу; раннього визначення утворення ОПВ та ідентифікації їх типу; контролю ожеледного навантаження; передачі даних.

Зазвичай, у ІСКО, що знаходяться в експлуатації відсутня підсистема раннього визначення утворення ОПВ та ідентифікації їх типу, а контроль початку утворення ОПВ проводиться за допомогою підсистеми контролю ожеледного навантаження. Це пов'язано з низькою точністю та надійністю існуючих пристроїв контролю [3–6]. Однак, у цьому випадку, інформація про початок обледеніння проводів та тросів ПЛЕ є запізнілою, оскільки вагові первинні вимірювальні перетворювачі (ПВП), що використовуються у підсистемі контролю ожеледного навантаження мають високий поріг спрацювання (близько 5 мм еквівалентного шару льоду на проводі) [7]. Тому актуальним є питання розробки вимірювального перетворювача раннього визначення утворення ОПВ та ідентифікації їх типу.

Аналіз публікацій. ПВП існуючих пристроїв контролю, що можуть бути використані у підсистемі раннього визначення утворення ОПВ та ідентифікації їх типу можливо класифікувати за параметром контролю: ємнісні, п'єзоелектричні, резистивні.

Ємнісні ПВП представляють собою вимірювальні конденсатори з двома чи декількома металевими електродами, що розташовані на діелектричній основі, або вільно – у просторі.

У [3] запропоновано спосіб та пристрій вимірювання густини ожеледних відкладень, на основі створення у них за допомогою плоского конденсатора крайового поля, густина робочого шару якого менша досліджуваного шару відкладення. За зміною ємності конденсатора визначають густину, а отже і тип ОПВ. ПВП такого пристрою має теплофізичні властивості відмінні від проводу ПЛЕ, що значно знижує точність вимірювань. Також, поява рідкої вологи на ПВП та ємність лінії зв'язку «ПВП – вимірювальний перетворювач» вносять додаткові похибки у вимірювання, усунення яких ускладнює конструкцію вимірювального перетворювача.

Принцип дії п'єзорезонансних ПВП базується на зміні їхньої резонансної частоти коливань при появі ОПВ [4]. Хоча відомі ПВП мають циліндричну форму, однак вони виконані з п'єзокераміки та чутливі до появи на їхній поверхні різних забруднень, що є їх недоліками. Також дані ПВП мають температурні похибки, які необхідно знижувати структурними та конструктивними методами, високі вимоги до стабільності частоти генератора.

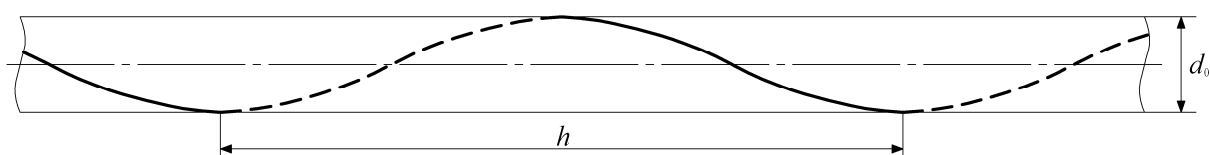
Резистивні ПВП ідентифікують наявність та тип ОПВ у залежності від його електричного опору. Відомі наступні їх види: плоскі, циліндричні та просторові [4-6]. Перші виконуються у вигляді плоскої діелектричної основи з декількома групами металевих електродів [5], другі – керамічної трубки з мідними електродами [4], тому процеси ожеледоутворення на цих ПВП та реальному проводі ПЛЕ відрізняються.

Більш досконалим є просторовий резистивний ПВП, у якого електроди виконані у вигляді натягнутих дротин на ізоляційну рамку [6]. Хоча електроди знаходяться у повітрі, вони розміщені у одній площині, тому покази пристрою з таким ПВП залежать від напрямку ожеледонесучого потоку. Кількість ОПВ на циліндричному тілі залежить від його діаметру, так як є функцією повного інтегрального коефіцієнту захвату [8]. Також відомо, що на швидкість обледеніння значно впливає тип та шорсткість поверхні матеріалу контрольованого об'єкту. Таким чином, умови обледеніння даного ПВП і проводу контрольованої ПЛЕ будуть відрізнятися. В цілому сигналізатор з просторовим ПВП дозволяє визначити тип ОПВ, і після удосконалення, може бути використаний у ІСКО повітряних ліній електропередачі.

Таким чином, у підсистемах раннього визначення утворення ОПВ та ідентифікації типу осаду використовуються пристрої головним недоліком яких є низька точність, із-за відмінності фізичних параметрів первинних вимірювальних перетворювачів від параметрів проводу ПЛЕ.

Мета статті. Удосконалення підсистеми раннього визначення утворення ОПВ та ідентифікації їх типу шляхом розробки ПВП ожеледоутворення.

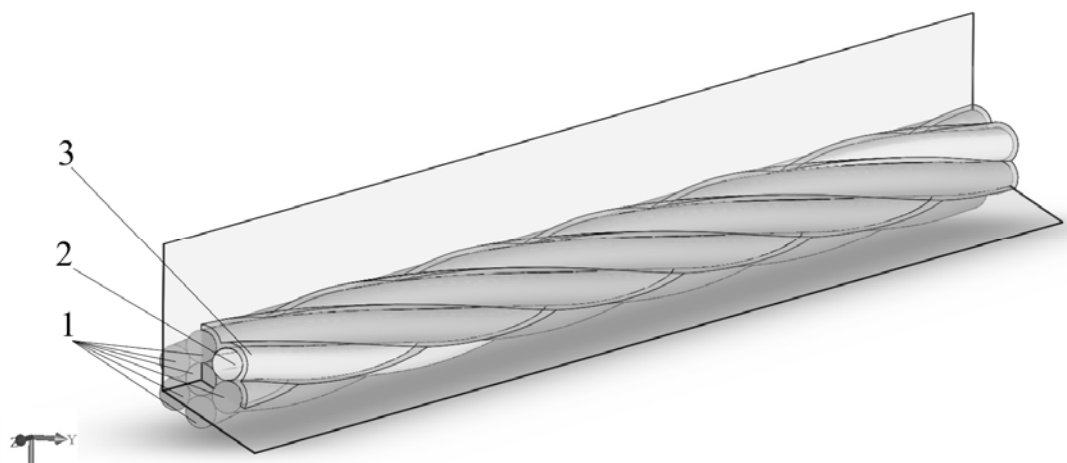
Основна частина. Очевидно, що в підсистемі раннього визначення утворення ОПВ та ідентифікації їх типу найкраще використовувати вимірювальний перетворювач з такими ПВП, що максимально ідентичні за фізичними параметрами до проводу контрольованої ПЛЕ. У розподільчих мережах 10 кВ найбільше розповсюджені повітряні лінії з неізолюваними однопровивними алюмінієвими проводами типів А та АС. Конструктивно ці проводи представляють собою канат скручений із семи проволок, основними геометричними характеристиками якого є діаметр d_0 та кратність кроків скручування k . Крок повиву проводу h є добутком $d_0 \cdot k$ (рис. 1). Кратність скручування у алюмінієвих провідів лежить у межах 10÷20, а у сталевих – 10÷28 [9].



h – крок повиву; d_0 – діаметр проводу

Рисунок – 1 Положення жил в проводі

Авторами запропоновано використовувати у якості ПВП пристрою раннього визначення утворення ОПВ та ідентифікації їх типу відрізок проводу з однією ізолюваною дротиною від інших, такого ж типу, що й провід контрольованої ПЛЕ, з довжиною вимірювальної частини рівній одному кроку повиву (рис. 2). Завдяки такому рішенню, умови утворення опадів на пропонованому ПВП та на проводі ПЛЕ будуть однаковими. Незалежно від напрямку, потік опадів завжди буде перекривати ізолюваний електрод 2 та багатодротовий 1. Ідентифікувати тип ОПВ можливо за величиною його електричного опору між ізолюваним та багатодротовим електродами первинного вимірювального перетворювача [5, 10].



1 – багатодротовий електрод; 2 – ізолюваний електрод; 3 – ОПВ

Рисунок 2 - 3D-модель ПВП з ОПВ обмеженого двограним кутом

Геометричні розміри активної частини ПВП, для різних типів проводів повітряних ліній розподільчих мереж зведені у табл. 1.

Таблиця 1 – Геометричні розміри ПВП

| Тип проводу | Тип ПВП | Параметри ПВП | | |
|-------------|---------|---------------|-----------------------|-------------|
| | | діаметр, мм | кратності скручування | довжина, мм |
| A35 | ПВП-35 | 7,5 | 10÷20 | 75÷150 |
| A50 | ПВП-50 | 9,0 | 10÷20 | 90÷180 |
| A70 | ПВП-70 | 10,7 | 10÷20 | 107÷214 |
| A90 | ПВП-90 | 12,3 | 10÷20 | 123÷246 |
| АС 35 | ПВПС-35 | 8,4 | 10÷28 | 84÷235 |
| АС 50 | ПВПС-50 | 9,6 | 10÷28 | 96÷269 |
| АС 70 | ПВПС-70 | 11,4 | 10÷28 | 114÷319 |
| АС 90 | ПВПС-90 | 13,5 | 10÷28 | 135÷378 |

Геометрія електродів ПВП обледеніння та ОПВ на ньому на початковій стадії утворення мають складну форму, тому аналітичний розрахунок опору відкладень на

його електродах здійснити досить важко. Виходом з цього положення є використання CAE (Computer Aided Engineering) системи сумісно з геометричною CAD (Computer Aided Design) системою. Зазвичай CAD система використовується для створення дво- або тривимірної моделі об'єкта дослідження, CAE – для процесу аналізу за методом кінцевих елементів (МКЕ). Для створення двовимірної моделі об'єкта дослідження використано AutoCAD 2009, а для аналізу – COMSOL Multiphysics 3.5a.

З рис. 2 видно, що ОПВ на первинному вимірювальному перетворювачі обмежене двограним кутом ψ , а просторова вісь симетрії ПВП розташована на гвинтовій лінії. Для знаходження електричного опору ОПВ між багатодротовим та ізолюваним електродами, зведемо задачу до двовимірної і в подальшому будемо розглядати переріз шару ОПВ гранню кута ψ (рис. 3, а).

Опір ОПВ між електродами ПВП буде дорівнювати:

$$R_{\text{ПВП}} = \frac{1}{G_{\text{ПВП}}} = \frac{1}{G_0 l}, \quad (1)$$

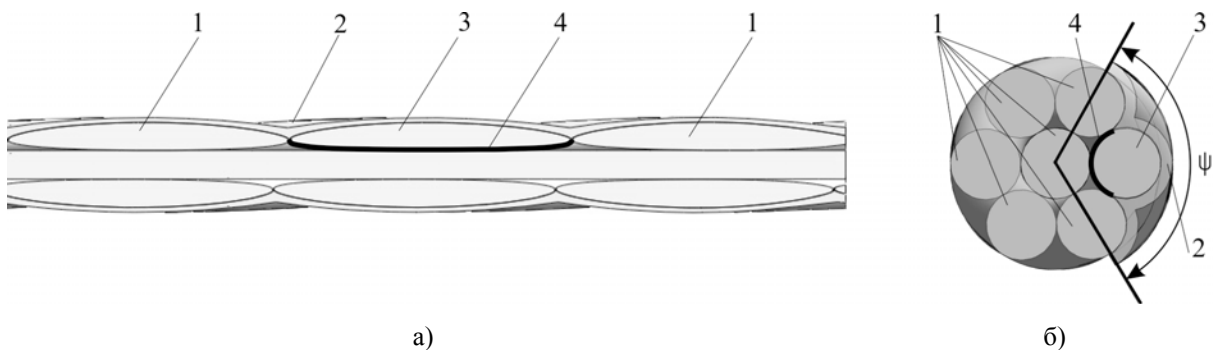
де $G_{\text{ПВП}}$ – провідність ОПВ між електродами ПВП;

G_0 – питома провідність ОПВ між електродами (провідність одиниці довжини ОПВ, яку можна визначити за двовимірною розрахунковою схемою). Числові значення питомої електропровідності складають: для ожеледі – $10^{-9} - 10^{-10}$ См/см; паморозі – $10^{-10} - 10^{-11}$ См/см, інію – $10^{-11} - 10^{-13}$ См/см; дощу, туману – 10^{-4} См/см [5];

l – довжина ОПВ між електродами; визначається як довжина гвинтової лінії, що обмежена двограним кутом ψ (рис. 3, б):

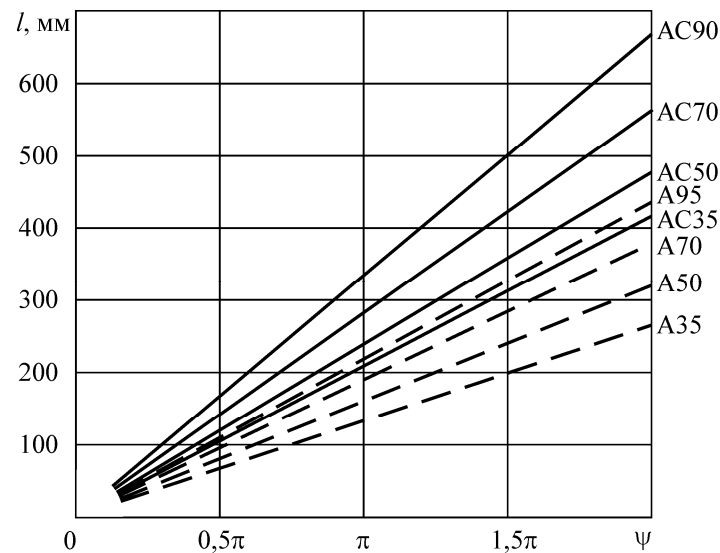
$$l(\psi) = \int_0^\psi \sqrt{\left(\frac{d_0}{2}\right)^2 \cos^2 t + \left(\frac{d_0}{2}\right)^2 \sin^2 t + \frac{h^2}{(2\pi)^2}} dt = \sqrt{\left(\frac{d_0}{2}\right)^2 + \frac{h^2}{4\pi^2}} \psi.$$

Таким чином, залежність $l(\psi)$ є прямопропорційною (рис. 4).



1 – багатодротовий електрод; 2 – ОПВ; 3 – ізолюваний електрод; 4 – ізоляційна прокладка

Рисунок 3 - Повздовжній (а) та поперечний (б) перерізи ПВП з ОПВ

Рисунок 4 - Довжина ОПВ для різних типів проводів в залежності від кута ψ

Питома провідність G_0 знаходиться за законом Ома для постійного струму:

$$G_0 = \frac{I}{\varphi_+ - \varphi_-}, \quad (2)$$

де φ_+ , φ_- – значення потенціалів на електродах;

I – значення сили струму, що протікає між електродами:

$$I = \int_S \mathbf{j} d\mathbf{s} = \int_S \sigma \mathbf{E} d\mathbf{s}, \quad (3)$$

де S – площа поверхні електроду;

\mathbf{j} – вектор густини сили струму;

$d\mathbf{s}$ – елемент поверхні;

σ – питома провідність речовини між електродами;

\mathbf{E} – вектор напруженості електричного поля всередині ОПВ:

$$\mathbf{E} = -\text{grad}\varphi, \quad (4)$$

де φ – потенціал електричного поля всередині ОПВ.

Підставивши (3) та (4) в (2) і вважаючи, що $\sigma = \text{const}$ (середовище однорідне та ізотропне), отримаємо:

$$G_0 = -\frac{\sigma \int_S \text{grad}\varphi d\mathbf{s}}{\varphi_+ - \varphi_-}.$$

Таким чином задача знаходження питомої провідності зводиться до знаходження розподілу потенціалу φ у ОПВ.

Так як електричне поле у ОПВ буде потенційним, то розподіл потенціалу в однорідному та ізотропному середовищі можна знайти за рівнянням Лапласа, яке для двовимірного випадку буде мати наступний вигляд [11]:

$$\frac{\partial^2 \varphi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \varphi}{\partial y^2} = 0. \quad (5)$$

Для однозначного розв'язку рівняння (5) запишемо граничні умови на межах ОПВ, що знаходиться на електродах датчика (рис. 5):

$$\begin{aligned} \varphi_+ &= 50 \text{ В (межі 1, 5);} \\ \varphi_- &= -50 \text{ В (межа 3);} \\ j_n &= 0 \text{ (межі 2, 4, 6–10).} \end{aligned} \quad (6)$$

Остання умова означає, що струм крізь межі 2, 4, 6–10 відсутній. Тобто ці межі є електрично ізолюваними.

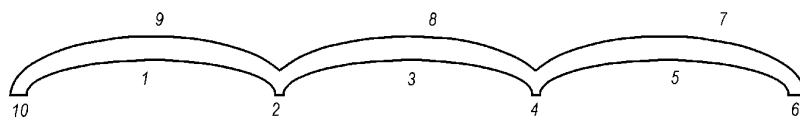


Рисунок 5 - Двовимірна розрахункова модель ОПВ на ПВП об'єднання (ПВП-50)

Розв'язок рівняння (6) виконувався в САЕ COMSOL Multiphysics 3.5a. При моделюванні використовувалася прямокутна сітка у режимі "Normal". Розв'язок проводився у режимі "Auto solver select" (розв'язувач "Direct (UmFPACK)") [12].

На рис. 6 представлено змодельоване поле потенціалів φ у ОПВ, а на рис. 7 – поле модуля вектора густини сили струму $|\mathbf{j}|$ у ожеледному відкладенні $\sigma = 10^{-10}$ СМ/м.

З картини розподілу густини сили струму видно, що основний вклад в провідність створюють зони, які безпосередньо розташовані між різнойменними електродами. Звідси можливо зробити висновок, що товщина шару ОПВ не буде суттєво впливати на електричний опір ПВП.

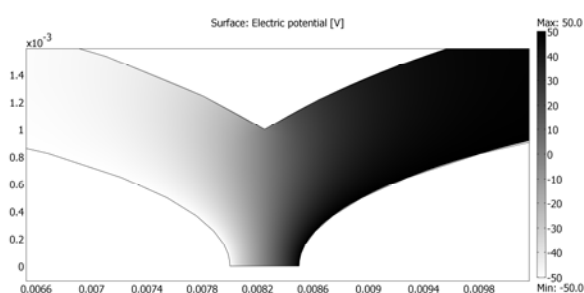


Рисунок 6 - Поле потенціалів у ОПВ

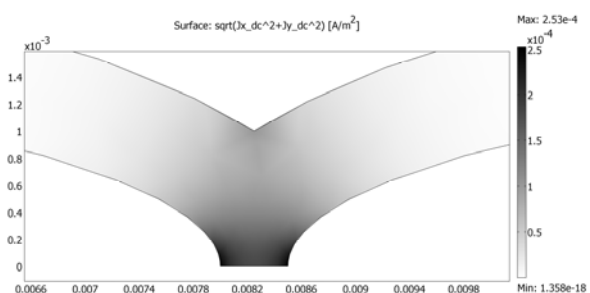


Рисунок 7 - Поле густини струму у ОПВ

Сила струму I знаходиться за допомогою функції постпроцесингу Boundary Integration. Потім, за (2), знаходиться питома провідність G_0 .

Результати розрахунку опорів для різних видів ОПВ в залежності від довжини ПВП наведено на рис. 8.

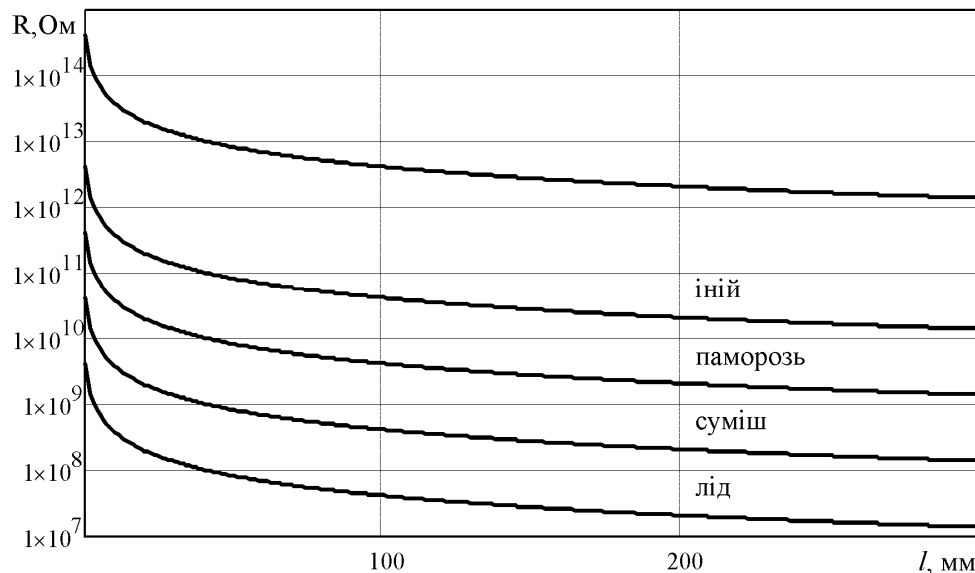


Рисунок 8 - Залежність електричного опору різних видів ОПВ від їх довжини на електродах ПВП

Висновки. Аналіз ПВП пристроїв, що використовуються в підсистемі раннього визначення утворення ОПВ та ідентифікації їх типу виявив, що їх головним недоліком є низька точність, із-за відмінності фізичних властивостей параметрів ПВП від параметрів проводу ПЛЕ.

Проведене комп'ютерне моделювання показало, що за значенням електричного опору ОПВ на електродах запропонованого первинного вимірювального перетворювача ожеледоутворення можливо ідентифікувати тип відкладення на ньому.

Список літератури

1. Агапиев В. М. Советско-болгарский опыт применения автоматизированной системы плавки гололеда на проводах ВЛ 10-20 кВ / В. М. Агапиев, Г. М. Салов, В. Я. Синельников // Энергетик. – 1990. – №12. – С. 21–24.
2. Плавка гололеда на воздушных линиях электропередачи: материалы II-го Всесоюзного совещания / Уфа: Башк. книжн. изд., 1975. – 186 с.
3. А. с. 304536 СССР, МКИ¹ G 01 W 1/14. Способ определения плотности гололеда / Б. И. Солдатов, Е. А. Панчев (СССР). – №1401195/18-10; заявл. 03.11.1970; опубл. 25.05.1971, Бюл. №17.
4. Дьяков А. Ф. Предотвращение и ликвидация гололедных аварий в электрических сетях энергосистем / А. Ф. Дьяков, А. С. Засыпкин, И. И. Левченко. – Пятигорск: РП «Южэнерготехнадзор», 2000, 284 с.
5. А.с. 1130932 СССР, МКИ³ H 02 G 7/16. Сигнализатор гололеда / В. П. Ежов, В. И. Лузанов (СССР). – №3528818/24-07; заявл. 30.12.82; опубл. 23.12.84, Бюл. №47.
6. Пат. №2079944 Российская Федерация, МПК⁶ H 02 G 7/16. Сигнализатор начала обледенения / Р. М. Рудакова, М. Б. Гузаиров, И. Г. Асмандияров.; заявитель и патентообладатель Уфимский государственный авиационный технический университет. – №95107564/07; завл. 11.05.1995; опубл. 20.05.1997.
7. Левченко И. И. Система телеизмерения гололедных нагрузок на воздушных линиях электропередачи 6-35 кВ / И. И. Левченко, А. А. Аллилуев, А. В. Лубенец, Ф. А. Дьяков // Электрические станции. – 1999. – №8. – С. 43-47.
8. Литвинов И. В. Формирование и преобразование атмосферных осадков на подстилающей поверхности / И. В. Литвинов. – Л.: Гидрометеиздат, 1987. – 232 с.
9. Провода неизолированные для воздушных линий электропередачи. Технические условия: ГОСТ 839-80. Введ. с 01.01.81. – М.: ИПК Издательство стандартов. 2002. – 21 с.
10. Пат. 49394 Україна, МПК⁸ H 02 G 7/16. Сигналізатор обледеніння дротів повітряних ліній електропередачі / О. А. Козловський, А. Ю. Орлович, І. С. Гришук; заявник і патентотримувач Кіровоградський національний технічний університет – №u200911992; заявл. 23.11.2009; опубл. 26.04.2010, Бюл. №8.
11. Тамм И. Е. Основы теории электричества / И. Е. Тамм – М.: Наука, 1976. – 616 с.
12. COMSOL Multiphysics User's Guid, 2008. – 638 p. – (Version: November 2008, COMSOL 3.5a).

А. Козловский, М. Кубкин, И. Грищук

Разработка и компьютерное моделирование режимов работы первичного измерительного преобразователя гололедообразования

Предложено новую конструкцию первичного измерительного преобразователя для определения начала образования гололедно-изморозевых отложений и идентификации их типа на проводах воздушных линий электропередачи. Разработано методику определения электрического сопротивления гололедно-изморозевых отложений на первичных измерительных преобразователях сложной геометрии. На основе численного исследования доказана возможность идентификации типа отложения на первичном измерительном преобразователе.

O. Kozlovskiy, M. Kubkin, I. Gryshchuk

Computer Modelling and Design of the Operating Mode of the Ice Accretion Sensor

A new design of a sensor for ice accretion detection and identification of the type of ice accretion on the overhead transmission lines has been offered. The assessment method for testing electrical resistance of ice accretion on the sensors of complicated space structure has been worked out. On the basis of a numerical research the possibility of the identification of the type of accretion on the sensors has been proved.

Одержано 17.03.11

Зміст

| | |
|---|----|
| Т. Г. Сабірзянов Математична модель рівноваги в системі “вода - водяна пара” | 3 |
| А.В. Коваленко, С.П. Поляков, И.И. Фенько Закономерности формирования покрытия электроискровым методом | 6 |
| М. М. Підгаєцький Математична модель визначення ефективності роботи кульково-гвинтових гідро- підсилювачів (КГГП)..... | 13 |
| Ю.А. Невдаха, В.М. Лушніков, В.В. Пукалов, А.Ю. Невдаха Розрахунок зубців прямозубих зубчастих коліс на міцність по напруженням згину з врахуванням сучасних методів розрахунку | 19 |
| А.С. Лімонт Закономірності відходу стебел в плутанину при збиранні льону-довгунця комбайнами | 22 |
| Л.А. Білявський, М.Л. Білявський Модернізація теплоенергетичної промисловості шляхом впровадження машин для одночасної генерації теплової та електричної енергії..... | 29 |
| В.М. Пестунов, О.С. Стеценко Шляхи підвищення ефективності процесу обробки глибоких отворів..... | 35 |
| В. М. Боков, М. І. Попова Фізичний механізм формування електричною дугою шорсткості бічної поверхні..... | 45 |
| А.М. Мацуй, В.О. Кондратець Ідентифікація співвідношення руда/вода в приймальному пристрої завиткового живильника як регульованому об’єкті..... | 51 |
| В.О. Кондратець, О.М. Сербул Теоретичне дослідження динаміки САР розрідження пульпи в млинах з циркулюючим навантаженням..... | 56 |
| Г.М.Клещёв Исследование станочных погрешностей в условиях производства деталей штампов в среде адаптивной сквозной компьютерной технологии | 62 |
| Д.В. Трушаков, Д.А. Кенавішвілі Дослідження надійності персональної електронної обчислювальної машини..... | 67 |
| Т. Г. Сабирзянов Расчёт охлаждения металла при заливке его в песчаноглинистую форму..... | 73 |
| А.Г. Лукашенко, Д.А. Лукашенко, В.М. Лукашенко, М.Н. Озирская, В.А. Лукашенко Физическая модель трехкоординатного технологического комплекса на базе CO ₂ -Lase..... | 77 |

| | |
|--|-----|
| В.О. Проценко Конструкторське забезпечення технологічності муфт з радіальною та торцевою установкою прямих канатів..... | 83 |
| М.В. Бабій, В.О. Настасенко Нові види відрізних різців і технологія їх виробництва..... | 89 |
| В.А. Настасенко, В.В. Вирич Анализ нагружения дисковых фрез с боковой установкой многогранных неперетачиваемых пластин..... | 95 |
| М.О. Карчевська, В.О. Кондратець Обґрунтування типу і дослідження вторинного перетворювача системи ідентифікації завантаження кульового млина рудою..... | 101 |
| О.П. Тарасенко, С.М. Герук, С.В. Пустовіт Спосіб визначення циркуляції вороху у молотарці зернозбиральної машини..... | 110 |
| Ю.С. Попіль, В.М. Корж, І.Л. Левченко, А.Е. Солових Визначення умов стабільного горіння воднево-кисневого полум'я..... | 115 |
| В.М. Пестунов, О.С. Стеценко Багатоопераційні верстати нових конструкцій..... | 123 |
| Д.Ю. Артеменко, О.С. Магопець, П.М. Соломашенко Дослідження процесу роботи криволінійних відвальників щік сошника посівної секції просапної сівалки..... | 126 |
| Б.Б. Кришкін, Експериментальні дослідження процесів при вмиканні муфти кривошипного пресу..... | 131 |
| В.В. Коваленко, В.В. Пукалов, В.З. Хіоні Аналіз процесів зношування штампового інструмента при витягування деталей..... | 136 |
| К.В. Борак Вплив електроерозійної обробки на хімічний склад та структуру сталі 65Г..... | 141 |
| А.І. Бойко, В.М. Савченко, В.Л. Куликівський Підвищення довговічності та ефективності роботи гвинтових транспортерів і шнекових живильників..... | 148 |
| О.В. Артеменко, Т.Ф. Шмелева Анализ математической модели памяти человека-оператора при обработке предполетной информации..... | 152 |
| В.П. Алексеев, В.А. Изюмский О видах смазки в сопряжении боковая поверхность кольца – зеркало цилиндра, подвергаемого эхмп(д)..... | 159 |
| В.П. Пукалов, В.В. Пукалов, Ф.И. Златопольский Влияние контактного трения и начальных размеров на неравномерность деформации металла при осадке сплошных осесимметричных тел..... | 163 |

| | |
|---|-----|
| Р.В. Кісільов Теоретичні дослідження процесу змішування кормів стрічково-лопатеvim змішувачем..... | 167 |
| С.М. Лещенко, О.М. Васильковський, М.І. Васильковський, Д.І. Петренко, Д.В. Караман Обґрунтування алгоритму функціонування інерційно-прямоточних зерноочисних машин..... | 176 |
| Д.А. Дерев'яно Вплив вологості зерна при обмолоті та післязбиральній доробці зернового вороху озимої пшениці на її травмування і насіннєві якості..... | 181 |
| Д.А. Дерев'яно Травмування зерна внаслідок дії внутрішніх і зовнішніх чинників та якість насіння і зернофуражу..... | 184 |
| Р.В. Сорокатый, М.А. Дыха Вероятностная модель накопления трибоповреждений..... | 188 |
| В.В. Коваленко, В.В. Пукалов, В.З. Хіоні Вплив температури на процес витягування деталей з низьковуглецевих сталей з використання різних технологічних мастил..... | 194 |
| Е.К. Соловых Повышение несущей способности конструкционных элементов газотурбинных установок..... | 198 |
| В.І. Дубодєлов, М.С. Горюк, В.М. Ломакін, В. В. Пукалов Застосування магнітодинамічної установки в циркуляційному контурі для плавки відходів алюмінієвих сплавів..... | 205 |
| О.Г.Кривоконь Класифікаційні ознаки навантаження опорної основи ходових систем мобільних енергетичних засобів..... | 212 |
| А.М. Кириченко, В.Б. Струтинський Геометрична побудова робочого простору обладнання з механізмами паралельної структури..... | 216 |
| Ю.М. Пархоменко Теоретичне обґрунтування адаптивної системи автоматичного керування висівом зернових культур..... | 223 |
| А.Ю.Орлович, А.І. Котиш, О.В. Співак Контроль забрудненості поверхні ізоляторів під робочою напругою та замикань фази на землю..... | 233 |
| П.Г. Плєшков, О.І. Сіріков, Г.В. Безкровна Оптимізація рівня напруги в цехових мережах промислових підприємств..... | 237 |

| | |
|---|-----|
| В.Н. Лопата, А.В. Татаров, А.В. Шевченко, Б.А. Ляшенко Методика определения коррозионной стойкости стальных теплопередающих поверхностей деталей теплообменного оборудования..... | 243 |
| Б.А. Ляшенко, А.В. Шевченко, А.Е.Соловых, В.Н. Лопата Повышение качества коррозионной защиты теплообменной аппаратуры..... | 249 |
| О. В. Скрипник, В. В. Клименко Газогідратна технологія утилізації двооксиду вуглецю із сатураторного газу цукрового виробництва | 257 |
| Д.Ю. Федориненко Експериментальні показники точності шліфувального верстата з регульованими шпиндельними гідростатичними підшипниками..... | 264 |
| О.О.Ситник Регулювання теплопровідності композиційної різальної кераміки..... | 270 |
| В.М.Шмельов Особенности физического механизма электрической эрозии в условиях размерной обработки электрической дугой сопряженных пар рабочих деталей раздво- штыпів..... | 274 |
| І.І. Павленко, Д.В. Вахніченко, М.О. Годунко Аналіз впливу конструктивних параметрів МПК на рух платформи під кутом..... | 279 |
| М.А. Зиновик, Е.В. Зиновик Влияние условий термической обработки на структуру и функциональные свойства ферритовых элементов электроавтоматики..... | 284 |
| А.І. Гречка Синтез математичної моделі функціонування пінольних механізмів з прямокутною формою напрямних..... | 290 |
| І.І. Павленко, М.О. Сторожук, Д.В.Вахніченко, М.О. Годунко Кінематична структура промислових роботів..... | 297 |
| В.О. Версаль, Ю.В. Версаль, А.О. Богданова Дослідження функцій температури молока для автоматичної діагностики еструс-періоду у тварин..... | 302 |
| О. А. Козловський, М. В. Кубкін, І. С. Гришук Розробка та комп'ютерне моделювання режимів роботи первинного вимірювального перетворювача ожеледоутворення | 308 |

**ЗБІРНИК НАУКОВИХ ПРАЦЬ
КІРОВОГРАДСЬКОГО НАЦІОНАЛЬНОГО
ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ**

**ТЕХНІКА В СІЛЬСЬКОГОСПОДАРСЬКОМУ ВИРОБНИЦТВІ,
ГАЛУЗЕВЕ МАШИНОБУДУВАННЯ,
АВТОМАТИЗАЦІЯ**

Випуск 24

Частина I

Відповідальний за випуск І.В. Шепеленко

Комп'ютерна верстка І.М. Каліч

Тиражування О. Г. Каліч

*Приватне підприємство «Ексклюзив-Систем»
Свідоцтво про реєстрацію № 05720-ПП-1 від 10.12.1996.
25006, м. Кіровоград, вул. Шевченка, 25
тел./факс 24-35-53*

Здано в набір 30.05.2011 Підписано до друку 08.06.2011. Формат 60х84 1/8.
Папір офсетний. Гарнітура Times New Roman Умов. друк. арк.40
Обл. вид. арк. 37,7. Наклад 300 прим. Замовлення №00031.